



CÁLCULO E ANÁLISE DO FATOR DE AMPLIFICAÇÃO DINÂMICA EM IÇAMENTOS
OFF-SHORE NÃO-SUBMERSOS UTILIZANDO BALSAS GUINDASTE, COM FOCO
EM DESCOMISSIONAMENTO DE PLATAFORMAS DE PETRÓLEO

Moisés Negri Cúnico

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Programa de Pós-graduação em
Engenharia Oceânica, COPPE, da
Universidade Federal do Rio de Janeiro,
como parte dos requisitos necessários à
obtenção do título de Mestre em Engenharia
Oceânica.

Orientador: Paulo de Tarso Themistocles
Esperança

Rio de Janeiro

Julho de 2018

CÁLCULO E ANÁLISE DO FATOR DE AMPLIFICAÇÃO DINÂMICA EM IÇAMENTOS
OFF-SHORE NÃO-SUBMERSOS UTILIZANDO BALSAS GUINDASTE, COM FOCO
EM DESCOMISSIONAMENTO DE PLATAFORMAS DE PETRÓLEO

Moisés Negri Cúnico

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Paulo de Tarso Themistocles Esperança, D.Sc.

Prof. Sergio Hamilton Sphaier, Dr.-Ing.

Marcos Donato Auler da Silva Ferreira, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JULHO DE 2018

Cúnico, Moisés Negri

Cálculo e análise do fator de amplificação dinâmica em içamentos *off-shore* não submersos utilizando balsas guindaste, com foco em descomissionamento de plataformas de petróleo / Moisés Negri Cúnico. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XIII, 94 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 58-60.

1. Içamentos *Off-shore*. 2. Descomissionamento de Plataformas Fixas. 3. Amplificação Dinâmica. I. Esperança, Paulo de Tarso Themistocles. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III Título.

“There's no such thing as a painless lesson, they just don't exist. Sacrifices are necessary. You can't gain anything without losing something first. Although if you can endure that pain and walk away from it, you'll find that you now have a heart strong enough to overcome any obstacle. Yeah... a heart made fullmetal.” (Edward Elric)

AGRADECIMENTOS

Primeiramente tenho a agradecer a Deus, pelo dom da vida e saúde, e a minha família, sem a qual não teria as oportunidades que me levaram até esse momento, principalmente à minha mãe e meu pai que sempre permitiram que o estudo fosse prioridade na minha vida.

No desenvolvimento dessa tese tenho ainda a agradecer aos professores Sérgio Hamilton Sphaier e Paulo de Tarso pela orientação, ajuda e estímulo, a toda a equipe do SIMA e da BGL-1 pelos anos de trabalho juntos e aprendizado, além do auxílio com os dados utilizados nesta pesquisa. Agradeço também aos colegas Gerson Matter e Fabio Menezes pela ajuda e sugestões na elaboração deste trabalho, e a Luciana Rocha Miranda e Decio Coelho pelo grande incentivo, o qual permitiu minha dedicação neste projeto.

Agradeço especialmente ao amigo e colega Nivaldo Ramalho por todo o aprendizado na área de instalações marítimas ao longo da minha carreira e à Anderson Baptista pela ajuda e auxílio incondicional.

Por fim, à empresa Petrobras, pelo patrocínio a esse trabalho e pelo apoio à pesquisa e ao desenvolvimento tecnológico, entendendo que são ferramentas importantes para o desenvolvimento do país e da sociedade.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

CÁLCULO E ANÁLISE DO FATOR DE AMPLIFICAÇÃO DINÂMICA EM IÇAMENTOS
OFF-SHORE NÃO-SUBMERSOS UTILIZANDO BALSAS GUINDASTE, COM FOCO
EM DESCOMISSIONAMENTO DE PLATAFORMAS DE PETRÓLEO

Moisés Negri Cunico

Julho/2018

Orientador: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Programa: Engenharia Oceânica

O descomissionamento de plataformas de petróleo é um mercado crescente que já representa uma grande fatia dos custos envolvidos na indústria *off-shore*, sendo a otimização das operações de içamento de tais estruturas uma das maneiras de reduzir tais custos. Este trabalho apresenta uma metodologia para o cálculo da amplificação dinâmica durante uma operação de içamento com carga não submersa (com foco em convéses de plataformas fixas) para uma barcaça guindaste. É proposto um modelo matemático baseado na Teoria Potencial, juntamente com um valor ajustado experimentalmente para o amortecimento não linear no movimento de *Roll*. O valor da amplificação calculado é então comparado com o valor medido em uma operação real de içamento de um convés de uma plataforma fixa, e posteriormente com o valor recomendado pelas normas de projeto. Os resultados encontrados indicam a possibilidade da redução do fator normativo para operações de tal natureza.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M. Sc.)

CALCULATION AND ANALYSIS OF THE DYNAMIC AMPLIFICATION FACTOR IN
NON-SUBMERGED OFF-SHORE LIFTINGS USING CRANE BARGES, FOCUSED
ON DECOMMISSIONING OF OIL PLATFORMS

Moisés Negri Cunico

July/2018

Advisor: Paulo de Tarso Themistocles Esperança

Department: Oceanic Engineering

The decommissioning of oil platforms is a growing market that already accounts for a large share of the costs involved in the offshore industry, with the optimization of lifting operations being one of the ways to reduce such costs. This work presents a methodology for calculating the dynamic amplification during a non-submerged lifting operation (focusing on fixed platforms decks) for a crane barge. It is proposed a mathematical model based on Potential Theory, together with an experimentally adjusted value for the non-linear damping in Roll motion. The value of the calculated amplification is then compared with the value measured in a real lifting operation of a fixed platform deck, and later with the value recommended by the design standards. The results indicate the possibility of reducing the normative factor for operations of this nature.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação	1
1.2	Objetivo	8
1.3	Revisão bibliográfica.....	9
1.4	Fatores de segurança em içamentos	15
1.5	Escopo do trabalho	18
2	MODELO MATEMÁTICO	22
2.1	Hipóteses adotadas	22
2.1.1	Direção da onda	22
2.1.2	Efeito do Vento	24
2.1.3	Característica do cabo de içamento principal.....	26
2.1.4	Graus de liberdade de movimento da carga içada	27
2.1.5	Efeito da estrutura da jaqueta na onda incidente	29
2.1.6	Efeito do amortecimento viscoso no movimento de Roll.....	29
2.1.7	Efeito do sistema de posicionamento dinâmico sobre os movimentos...	30
2.2	Cálculo dos movimentos da embarcação.	30
2.2.1	Equacionamento do problema – Teoria Potencial.....	31
2.2.2	Ensaio com Modelo Reduzido.....	33
2.2.3	Valores Utilizados	36
2.3	Resultados	37
3	VALORES MEDIDOS	41

3.1	Controle de peso.....	44
3.2	Pesagem	44
3.3	Estados de mar incidentes	45
3.4	Medição dos movimentos e acelerações	46
4	ANÁLISE DOS RESULTADOS E MEDIÇÕES	52
5	CONCLUSÃO.....	56
6	REFERÊNCIAS.....	58
	APÊNDICE A.....	61
	APÊNDICE B	66
	APÊNDICE C.....	70
	APÊNDICE D.....	72
	APÊNDICE E	77
	APÊNDICE F	83
	ANEXO I	90
	ANEXO II	91

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Divisão dos custos de descomissionamento na UKCS entre 2017 e 2025 (Extraído de [2])	7
Figura 1.2 – Diagrama do escopo de trabalho	21
Figura 2.1 – Aproamentos em operações de descomissionamento	23
Figura 2.2 – Utilização de cabos auxiliares para restrição do movimento da carga	25
Figura 2.3 – Arranjo de içamento típico	26
Figura 2.4 – Guinchos auxiliares em uma embarcação guindaste	28
Figura 2.5 – Malha do casco da BGL-1 (Extraído de [17])	33
Figura 2.6 – Arranjo do ensaio em ondas (Extraído de [17])	34
Figura 2.7 – Referência para as cotas dos valores do CG (Extraído de [17])	35
Figura 2.8 – RAOs dos movimentos verticais do ponto P (ponta da lança do guindaste durante içamento).....	38
Figura 2.9 – RAOs das acelerações verticais do ponto P (ponta da lança do guindaste durante içamento).....	39
Figura 2.10 – RAOs das acelerações verticais do ponto P em porcentagem da aceleração gravitacional (ponta da lança do guindaste durante içamento).....	39
Figura 3.1 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [1]	42
Figura 3.2 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [2]	42
Figura 3.3 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [3]	43
Figura 3.4 – Esquema de pesagem do convés de MOP-1	45
Figura 3.5 – Espectros incidentes.....	46
Figura 3.6 – Local de instalação dos acelerômetros e giroscópios na BGL-1.....	47
Figura 3.7 – Software Signal Sentinel para cálculo dos movimentos da BGL-1, com base no sistema de medição	47
Figura 3.8 – Aceleração vertical do ponto "P", média do terço maior dos valores medidos (extremidade da lança durante içamento)	50

Figura 3.9 – Movimento vertical do ponto "P", média do terço maior dos valores medidos (extremidade da lança durante içamento)	51
Figura 4.1 – Comparação entre o peso estático e as amplificações dinâmicas.....	55
Figura 5.1 – Comparação entre o peso estático, amplificações dinâmicas e valor recomendado.....	57
Figura A.1 – Modelo de vibração excitada harmonicamente	61
Figura A.2 – Valores do fator de área e módulo de elasticidade (Extraído de [21]).....	63
Figura B.1 – Modelo da BGL-1 no SSTAB (Extraído de [19]).....	66
Figura C.1 – RAOs do movimento de Heave	70
Figura C.2 – RAOs do movimento de Roll.....	71
Figura C.3 – RAOs do movimento de Pitch.....	71
Figura D.1 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente medido à 50km da locação.....	72
Figura D.2 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente medido à 50km da locação.....	73
Figura D.3 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente segundo previsão climática	73
Figura D.4 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente segundo previsão climática	74
Figura D.5 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente limite de operação da BGL-1.....	74
Figura D.6 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente limite de operação da BGL-1.....	75
Figura F.1 – Condições de contorno da teoria potencial (Extraído de [15]).....	85
Figura F.2 – Espectro de uma onda irregular (Extraído de [15]).....	89
Figura I.1 – Cilindro utilizado na pesagem	91
Figura I.2 – Cilindro durante a operação [1]	92
Figura I.3 – Cilindro durante a operação [2]	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Valores de DAF recomendados por norma (Extraído de [1]).....	3
Tabela 1.2 – Previsão das atividades de descomissionamento no mar do Norte entre 2017 e 2025 (Extraído de [2])	6
Tabela 1.3 – Dimensões e características da BGL-1	18
Tabela 2.1 – Estimativa dos valores de amplificação de deslocamento e transmissibilidade de força no arranjo de içamento	27
Tabela 2.2 – Amortecimento externo linear adicionado ao amortecimento de Roll em porcentagem do amortecimento crítico (Extraído de [17]).	35
Tabela 2.3 – Valores de massa, CG e momentos de inércia da BGL-1 (Extraído de [19]).....	35
Tabela 2.4 – Valores de massa e momentos de inércia da BGL-1 com um convés içado por bombordo.....	37
Tabela 3.1 – Dados da operação de instalação da plataforma de MOP-1	41
Tabela 3.2 – Valor do peso estático do convés, calculado através do controle de peso	44
Tabela 3.3 – Valor do peso estático do convés, obtido através de procedimento de pesagem	45
Tabela 3.4 – Valor do peso estático do convés, obtido através de procedimento de pesagem	45
Tabela 3.5 – Variáveis calculadas pelo software Signal Sentinel através da medição dos movimentos da balsa (BGL-1).....	48
Tabela 4.1 – Comparação entre valores críticos calculados e medidos.....	53
Tabela 4.2 – Valores de peso estático e dinâmico.....	55
Tabela A.1 – Constante elástica dos cabos	64
Tabela A.2 – Constante elástica do sistema	64
Tabela A.3 – Valores de transmissibilidade de força e deslocamento do sistema.....	65

Tabela B.1 – Inércia dos itens de volume - BGI-1 (Extraído de [19]).....	67
Tabela B.2 – Inércia dos itens de peso - BGI-1 (Extraído de [19]).....	68
Tabela B.3 – Massa total e Inércias - BGI-1 (Extraído de [19]).....	68
Tabela B.4 – Massa total e Inércias corrigidas - BGI-1	69
Tabela D.1 – Momentos estatísticos calculados para cada espectro de resposta.....	76
Tabela E.1 – Valores medidos para o movimento de Roll	78
Tabela E.2 – Valores medidos para o movimento de Pitch	79
Tabela E.3 – Valores medidos para o movimento de Heave	80
Tabela E.4 – Valores medidos para o movimento vertical do ponto de interesse.....	81
Tabela E.5 – Valores medidos para a aceleração vertical do ponto de interesse.....	82
Tabela I.1 – Valores do controle de peso do convés de MOP-1 (Extraído de [24])	90
Tabela I.1 – Pressões medidas nos manômetros durante pesagem (Extraído de [20])	93
Tabela I.2 – Peso em cada pistão durante as tomadas de medição (Extraído de [20])	93
Tabela I.3 – Peso total durante em cada tomada de medição (Extraído de [20])	94
Tabela I.4 – Resultado final da pesagem (Extraído de [20]).....	94

1 INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

O içamento é o método de movimentação de carga mais usado quando se trata de intervenções em estruturas *off-shore*, seja para transbordo de cargas ou para instalação ou remoção completa da estrutura. O correto dimensionamento dos acessórios e equipamentos que fazem parte de uma operação de içamento torna-se então fundamental para a segurança e otimização dos custos envolvidos.

De forma a garantir a segurança de uma operação de içamento, várias normas técnicas foram criadas, dando diretrizes conservadoras para o projetista. As normas brasileiras que abordam o tema, dentre elas a NBR 13543, NBR 13541-1, NBR 13541-2, não são voltadas para os içamentos *off-shore*, ficando restritas para aplicações em içamentos em terra. Dentre as normas internacionais que abordam esse tipo de projeto, destacam-se as seguintes:

- ISO 19901-6 – Marine Operations
- LOC – Guidelines for Marine Operations
- ND-0027 – Guidelines for Marine Lifting Operations
- DNV-OS-H205 – Lifting Operations
- DNVGL-ST-N001 – Marine Operations and Warranty

Cada uma destas normas trata de todos os fatores de segurança envolvidos no projeto de uma operação de içamento *off-shore*. Apesar de alguns dos fatores possuírem nomenclaturas diferentes entre as normas, ou valores mínimos diferentes, pode-se dizer que todas citam os mesmos fatores e são muito similares entre si (uma descrição detalhada de cada fator é apresentada na seção 1.4).

Um dos principais fatores de segurança, o qual será o foco desse trabalho, é o “fator de amplificação dinâmica”. Será usada neste trabalho a sigla “DAF” para esse

fator, oriunda de seu nome em inglês (*Dynamic Amplification Factor*). Para a definição deste fator, a referência [1] será utilizada, por ser a norma mais recente e mais usada na indústria atualmente. Segundo a referência, define-se DAF por: “O carregamento dinâmico que deve ser aplicado para levar em conta os efeitos dinâmicos globais resultantes dos movimentos do navio, da lança, do cabo, rigidez do equipamento, localização e movimentos da extremidade da lança, movimentos do guindaste e carregamento do vento”.

Em resumo, esse fator representa a relação entre a carga estática e a máxima carga dinâmica que o guindaste e os acessórios de içamento estarão sujeitos.

$$DAF = \frac{DHL \text{ (Dynamic Hook Load)}}{SHL \text{ (Static Hook Load)}}$$

- O valor SHL representa a carga que o guindaste estaria sujeito caso nenhum efeito dinâmico estivesse presente, ou seja, seria composta pelo peso da carga e o peso dos acessórios de içamento.
- O valor DHL representa a carga máxima que o guindaste estaria sujeito considerando todos os efeitos dinâmicos citados na definição do DAF.

As normas internacionais recomendam valores mínimos para o DAF, variando conforme o peso da carga içada, onde quanto menor o peso, maior o valor do DAF. A tabela abaixo extraída de [1] ilustra tal recomendação:

Tabela 1.1 – Valores de DAF recomendados por norma (Extraído de [1])

Static Hook Load (SHL) (tonnes)			DAF		
			Onshore ^{2), 3)}	Inshore ^{4), 6)}	Offshore ^{5), 6)}
3 ¹⁾	< SHL ≤	100	1.10	$1.07+0.05\sqrt{100/SHL}$	$1+0.25\sqrt{100/SHL}$
100	< SHL ≤	300	1.05	1.12	1.25
300	< SHL ≤	1000	1.05	1.10	1.20
1000	< SHL ≤	2500	1.03	1.08	1.15
SHL > 2500			1.03	1.05	1.10
Notes: 1. For lifted items weighing less than 3 tonnes, it is recommended to assume that the item weighs 3 tonnes and this is used throughout the calculations for the rigging design. 2. For onshore crawler cranes travelling with load, possible dynamic effects should be evaluated thoroughly. Crane speeds and surface conditions should be considered. If not documented, the factors for "inshore lifts" should be used 3. Onshore is also applicable to a lift to/from a vessel moored alongside a quay using a land-based crane. If a ship's crane is used, inshore factors apply. 4. Inshore is applicable to a lift with a crane vessel to/from a vessel in sheltered waters and is also applicable to lifting from the deck of a crane vessel onto a fixed platform at an offshore location 5. Offshore is applicable to a lift by a crane vessel from another vessel to a fixed platform. 6. SHL refers to the Static Hook Load (see [16.3.2.2] and [16.3.2.3]).					

Para exemplificar a aplicação da tabela acima, podemos imaginar um içamento de grande porte usual nas plataformas brasileiras, onde a carga estaria entre 300 e 1000 toneladas, levando a um DAF de 1,20, ou seja, 20% de amplificação dinâmica em relação à carga estática. Como dito anteriormente, tais valores mínimos podem variar entre as normas. Algumas normas definem o valor mínimo de 1,25 para essa faixa de peso entre 300 a 1000 toneladas, sendo ainda mais conservadoras, entretanto será usada para efeito de comparação a norma da referência [1], pelos motivos já citados.

Todas as normas citam tais valores como mínimos, de forma a resguardar o projetista, já que os cálculos dos efeitos dinâmicos atuantes são complexos. Isso entretanto leva a um superdimensionamento do fator DAF para operações mais específicas, já que um único fator está sendo usado para representar todas as operações com aquela carga, independente da condição de mar, tipo e hidrodinâmica da embarcação e outros detalhes que serão citados posteriormente que cada operação pode possuir.

Analisando a implicação financeira que o superdimensionamento deste fator de segurança pode gerar em uma operação de içamento, pode-se listar:

- Superdimensionamento de todos os acessórios de içamento, aumentando seu custo
- Restrição no peso máximo da carga a ser içada
- Necessidade de dividir a carga e aumentar o número de içamentos, aumentando consequentemente o tempo de operação de todas as embarcações envolvidas
- Inviabilização de içamentos

Como dito entretanto, o cálculo de todos os efeitos dinâmicos envolvidos que compõem esse fator é complexo, sendo necessárias muitas horas de mão de obra especializada para calcular de forma segura o fator para uma única operação, o que acaba levando à adoção do fator normativo, seja por conveniência, dificuldade na contratação da mão de obra especializada ou o caso de alguma embarcação que possua muitas obras, mas não tenha mão de obra suficiente para efetuar tal cálculo no tempo necessário para cada operação, mesmo que isso implique em algum superdimensionamento para o içamento. Baseado nisso, surge a idéia de elaborar um metodologia simplificada para o cálculo do DAF para um conjunto de operações de içamento recorrentes, de forma a minimizar todos os custos citados acima decorrentes do superdimensionamento do DAF, e ao mesmo tempo não demandar um estudo complexo particular para cada operação, sem entretanto inserir qualquer risco na segurança da operação.

Para atender os requisitos acima, o conjunto de tais operações de içamento deve conter hipóteses que simplifiquem o cálculo do DAF, e que ao mesmo tempo possuam uma grande demanda e impacto financeiro em sua execução. Para isso, o conjunto de operações que será abordado neste trabalho, será o descomissionamento de plataformas de pequeno porte.

O mercado de descomissionamento de plataformas vem crescendo constantemente nos últimos anos. No passado, os altos preços do petróleo, juntamente

com a extensão da vida da plataforma e os melhores métodos de recuperação, muitas vezes resultavam num atraso para a etapa de descomissionamento. A fase de descomissionamento de um projeto geralmente começa quando o custo total de produção não é mais econômico ou o reservatório está esgotado, ou tecnicamente, se a pressão do poço não for alta o suficiente para o poço fluir.

Com os preços de petróleo mais baixos hoje, o descomissionamento acaba se tornando prioridade para muitas empresas, já que o custo total de produção não é mais viável no meio ambiente econômico atual.

Segundo a referência [2], que aborda o mercado de descomissionamento no mar do Norte, estima-se que de 2017 a 2025, 349 campos serão descomissionados, o que inclui mais de 200 plataformas, 2500 poços e 7800 quilômetros de dutos submarinos, lembrando que isso é apenas para o mar do Norte. Destes 349 campos, 214 estão localizados na plataforma continental do Reino Unido (UKCS), 106 na plataforma continental holandesa, 23 na norueguesa e 6 na dinamarquesa. A tabela abaixo apresenta a quantidade estimada em toneladas a ser removida para tais descomissionamentos:

Tabela 1.2 – Previsão das atividades de descomissionamento no mar do Norte entre 2017 e 2025 (Extraído de [2])

	Total UKCS	Norwegian Continental Shelf	Danish Continental Shelf	Dutch Continental Shelf	Total
Number of fields with decommissioning activity	214	23	6	106	349
Number of wells for P&A	1,624	300	113	410	2,447
Proportion of wells that are platform wells	64% (1,041)	85% (254)	98% (111)	84% (345)	72% (1,751)
Number of platforms for removal	98	14	17	77	206
Topside weight to be removed	541,328 tonnes	123,205 tonnes	75,602 tonnes	119,665 tonnes	859,800 tonnes
Substructure weight to be removed	249,658 tonnes	115,176 tonnes	58,602 tonnes	84,502 tonnes	507,938 tonnes
Subsea infrastructure to be removed	49,373 tonnes	2,555 tonnes	590 tonnes	1,385 tonnes	53,903 tonnes
Length of pipelines to be decommissioned	5,514 kilometres	222 kilometres	217 kilometres	1,827 kilometres	7,780 kilometres
Total tonnage coming onshore	840,359 tonnes	240,936 tonnes	134,794 tonnes	205,552 tonnes	1,421,641 tonnes

Devido a confidencialidade destes tipos de dados, principalmente relativo aos custos envolvidos, que são estratégicos para as empresas de óleo e gás, não são disponibilizados muitos dados pelas companhias sobre esse tema. A referência [2] entretanto apresenta bastante detalhes sobre o mercado de descomissionamento para a UKCS, que representa a maioria dos campos do mar do Norte:

- É esperado um gasto de 17 bilhões de libras esterlinas (77 bilhões de reais) entre 2017 e 2025 com operações de descomissionamento na UKCS.

- Em 2017, o descomissionamento representou 11% dos custos totais na UKCS, comparado com 2% em 2010. Espera-se que esse custo seja em torno de 17% em 2025.
- Estima-se um custo anual entre 1,7 e 2 bilhões de libras esterlinas pelos próximos 5 anos na UKCS (entre 7,7 e 9,1 bilhões de reais por ano).

Destes custos citados entre 2017 e 2025 (£17 Bi) para a UKCS, a estimativa para alocação seria conforme a figura abaixo:

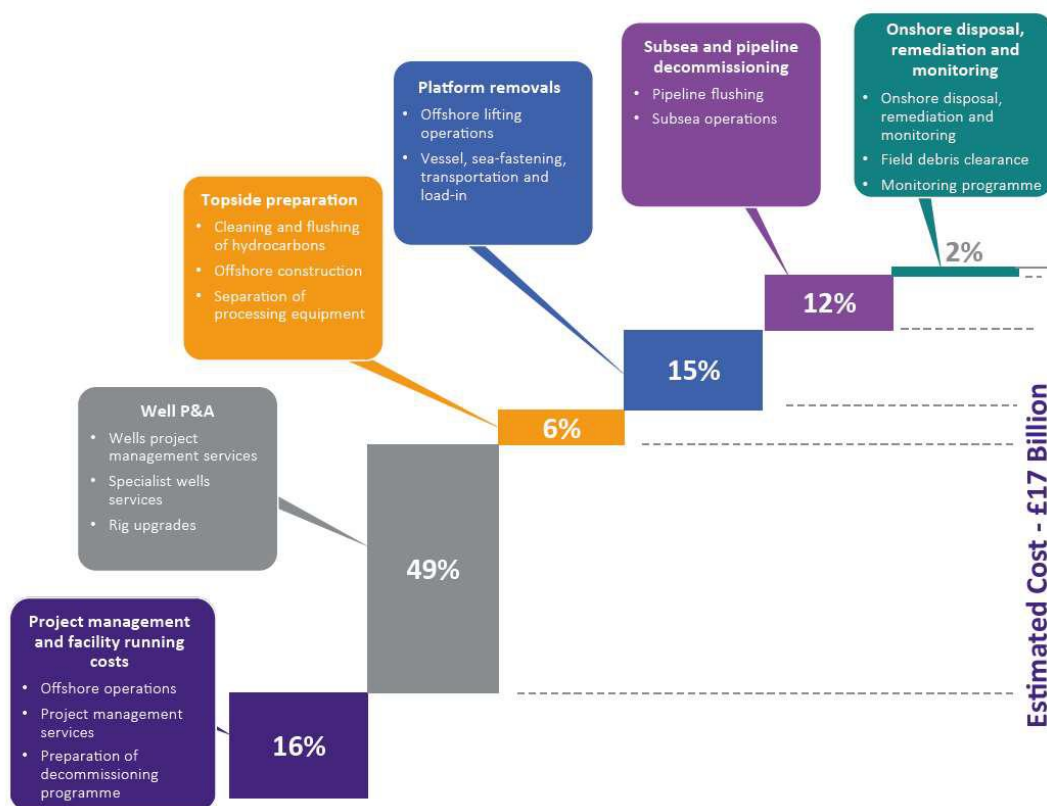


Figura 1.1 – Divisão dos custos de descomissionamento na UKCS entre 2017 e 2025 (Extraído de [2])

É importante citar no gráfico acima os custos com as operações de içamento (tema desse trabalho) representados na cor azul, correspondendo a 15% dos custos totais, juntamente com o transporte marítimo e peação.

Apesar dos dados da plataforma continental do Reino Unido impressionarem, o principal mercado mundial de descomissionamento é no Golfo do México. Segundo a referência [3], mais de 4500 estruturas já foram descomissionadas em lâminas d'água inferiores a 122 metros. Apenas em 2016 foram removidas 250 estruturas e foi estimado em 2015 que o mercado de descomissionamento no Golfo do México estava avaliado em 26 bilhões de dólares (84 bilhões de reais).

Analisando o mercado nacional, não podemos deixar de citar a empresa Petrobras, a qual detém a grande maioria das plataformas, principalmente as mais antigas, localizadas em águas rasas, que já estariam na etapa de descomissionamento. Como já dito, devido a confidencialidade desse tipo de dado, não é possível citar neste trabalho os custos estimados para o descomissionamento. Pode-se dizer entretanto que a empresa já possui mais de 50 plataformas com estruturas pesando até 600 toneladas que poderiam ser descomissionadas.

Tendo em vista esse amplo mercado mundial para descomissionamento de plataformas e estruturas *off-shore* em geral, pode-se então justificar o estudo do DAF para içamentos, sejam únicos ou particionados, de tais estruturas, de forma que as similaridades entre as diversas operações permitam um cálculo único para o DAF, otimizando assim o dimensionamento e consequentemente reduzindo os custos.

1.2 Objetivo

A finalidade deste trabalho é estudar a viabilidade de utilizar-se um fator de amplificação dinâmica (DAF) menos conservador em operações de içamentos de cargas não submersas, principalmente para as operações de descomissionamento. Serão avaliadas as características e hipóteses simplificadoras similares à esse tipo de içamento, de forma a permitir um cálculo único do DAF para uma dada embarcação guindaste, quando efetuando tal operação.

Serão abordados especificamente içamentos que não envolvam o contato da carga com a água, pois os efeitos hidrodinâmicos em cada carga inviabilizariam a proposta desse trabalho.

1.3 Revisão bibliográfica

Pode-se definir içamento como uma operação onde um equipamento de guindar promove a elevação ou descensão de uma carga, a qual pode estar conectada ao equipamento através de cabos ou tirantes. Existem muitos trabalhos onde é feito o cálculo das cargas hidrodinâmicas tanto para operações de içamento quanto para outras operações marítimas em geral, entretanto, devido a proposta desse trabalho, não é interessante levantar todos os cálculos já feitos para tais operações, até porque seria inviável, e sim apresentar os trabalhos que corroborem ou contradigam o objetivo deste trabalho.

Quando se deseja calcular a interação entre um fluido e uma estrutura, seja ela fixa ou flutuante, normalmente opta-se entre dois enfoques: I) Aplicação da formulação de Morison; II) Aplicação da Teoria Potencial. O uso da equação de Morison é aceito como uma aproximação válida para o cálculo de forças em corpos cujas dimensões sejam muito menores que o comprimento da onda incidente. Historicamente, essa consideração era usada com sucesso principalmente quando se analisava plataformas fixas do tipo jaqueta, já que os membros da jaqueta possuem pequenas dimensões em comparação com a onda incidente. Tal consideração admite basicamente que a presença do corpo não deforma a trajetória das partículas da onda incidente, sendo a força atuante sobre o corpo representada por duas componentes: arrasto e inercial.

Com o aumento do uso de estruturas flutuantes para extração de petróleo por volta da década de 70, a análise da ação de ondas sobre estruturas de grandes dimensões começou a receber mais atenção. Para o caso de tais estruturas, a onda incidente passa a sofrer difração quando interage com o corpo, violando as hipóteses da formulação de

Morison. Ainda em 1949 entretanto, John [4] formulou o problema do valor de contorno decorrente da aplicação da Teoria Potencial para a solução do problema de ondas em corpos flutuantes, utilizando o método da função de Green. Devido a complexidade do cálculo numérico resultante do equacionamento, pouco se avançou em tal abordagem.

Como dito, a partir de 1970 surgiram vários trabalhos utilizando o método da função de Green para resolver o problema de radiação e difração de ondas, dentre eles, o trabalho de Faltinsen e Michelsen [5] apresenta grande relevância. Em seu trabalho foram calculados os coeficientes hidrodinâmicos, as forças de excitação e os movimentos para estruturas flutuantes em forma de caixa, comparando os resultados com os obtidos através da teoria das faixas. Verificaram a discrepância entre os resultados, o que já era esperado devido à estruturas do tipo caixa não se enquadrarem na hipótese de corpo esbelto, à qual se baseia a teoria das faixas. Outros trabalhos relevantes na época foram os de Hogben *et al.* [6], Zienkiewicz *et al.* [7] e Brebbia e Walker [8], os quais concentram uma ampla bibliografia sobre o problema de radiação e difração em estruturas de grande porte.

Sendo o foco deste trabalho o comportamento de barcas, pode citar o trabalho de Vasconcelos [1985] [9], o qual elaborou um modelo matemático para análise do comportamento de uma barca e uma jaqueta durante o processo de verticalização. Vasconcelos considerou a barca como um corpo com alta relação de difração (corpo com grande dimensão em relação ao comprimento da onda incidente), ou seja, os deslocamentos das partículas fluidas são pequenos em relação às dimensões do corpo, tornando os efeitos de separação da camada limite menores e localizados. Desta forma, os efeitos viscosos são desprezados, sendo o amortecimento existente oriundo da dissipação de energia pela radiação de ondas do corpo.

Vasconcelos formulou então um P.V.C (Problema de Valor de Contorno) tridimensional para a barca, usando o método da função de Green (distribuição de singularidades) para obtenção dos potenciais que satisfazem as condições de contorno,

já que o método bidimensional (teoria das faixas) não possui bons resultados para corpos que não sejam esbeltos, como é o caso da barça. A hipótese de desconsiderar efeitos viscosos entretanto, não gera bons resultados para o movimento de Roll, devido ao efeito de liberação de vórtices durante o movimento de Roll oriundo da forma geométrica da barça. Para isso, Vasconcelos insere em seu modelo um amortecimento viscoso no movimento de Roll, baseado no trabalho de Yamashita [10].

Para o modelo da jaqueta, Vasconcelos considera a estrutura com pequena relação de difração, utilizando a formulação de Morrison para cálculo de forças hidrodinâmicas em elementos esbeltos, com os coeficientes C_M e C_D calculados segundo a dependência aos números de Reynolds, Keulegan-Carpenter e rugosidade relativa. O acoplamento entre o modelo da jaqueta e da barça, leva em consideração que o cabo é inextensível e que pequenos deslocamentos angulares são impostos ao cabo.

Após montado o sistema de equações, um programa computacional foi desenvolvido para resolver o problema iterativamente. Foram utilizados 2 modelos de jaqueta e um modelo retangular para a barça.

Apesar de não possuir resultados experimentais para comparação, pode-se dizer que o modelo de Vasconcelos encontrou bons resultados quando analisados qualitativamente e comparados com os casos reais. Vasconcelos mostra que os maiores movimentos ocorrem quando a barça está aprofada a 90° com a onda, o que já é comprovando experimentalmente em operações de içamento com barças. Calculando a tensão dinâmica no cabo de içamento, Vasconcelos mostra ainda que ocorrem dois picos em duas frequências de onda, tais picos correspondem às frequências naturais dos dois corpos (jaqueta e barça) isoladamente, sendo o pico da barça em uma frequência mais baixa que o da jaqueta. Tal constatação leva a estabelecer uma faixa de frequências (período da onda incidente) em que o içamento

geraria as menores cargas dinâmicas no cabo, faixa essa que deve excluir as frequências naturais da jaqueta e da barcaça.

A inserção de um amortecimento viscoso no movimento de Roll de uma barcaça efetuada por Vasconcelos [9] foi estudada mais a fundo por González [1991] [11]. Em seu trabalho, González [11] usa a mesma abordagem proposta por Himeno [12], onde o efeito do amortecimento no movimento de Roll é subdividido nos seguintes fenômenos: Amortecimento friccional, amortecimento devido a formação de vórtices, amortecimento potencial devido a radiação de ondas, amortecimento devido a disposição de bolinas e outros apêndices e amortecimento de sustentação (esse último é zero para velocidade de avanço nula).

Ainda segundo o autor, o efeito do amortecimento devido a formação de vórtices e a presença de bolinas é de difícil análise, já que o fenômeno de separação fluida, predominante nestes casos, é não linear e de grande complexidade. O amortecimento devido a radiação de ondas é de formulação conhecida pela Teoria Potencial e o amortecimento friccional, dependente do número de Reynolds, representa uma fração muito pequena do amortecimento total. Na região de ressonância, devido às grandes amplitudes de movimento, tais efeitos não lineares do amortecimento tornam-se ainda mais difíceis de estimar.

González então formula um modelo bi-dimensional, usando a teoria das faixas para resolução das equações, baseando-se na Teoria Potencial e inserindo um amortecimento viscoso. Primeiro usou-se um amortecimento viscoso baseado nas fórmulas empíricas de Himeno [12] e outro obtido experimentalmente através de ensaios com modelo reduzido, comparando posteriormente o resultado de ambos com um ensaio em ondas de través.

É mostrado então pelo autor que os valores experimentais de amortecimento se encontram a níveis mais altos que os calculados mediante a Teoria Potencial, ou seja, o efeito da viscosidade no amortecimento de jogo é preponderante, sendo ainda mais

importante quando a geração de vórtices é mais intensa. Isto acontece, quando a barçaça dispõe de bolinas ou aumenta suas amplitudes de jogo. O efeito da bolina produz um aumento notável no amortecimento de Roll, chegando em algumas frequências, a ser 100% (cem por cento) superior. O autor não realizou testes o suficiente para analisar a variação não linear do amortecimento de Roll ou a possível calibração da equações empíricas para o cálculo do termo de amortecimento de uma barçaça.

Complementando o trabalho de González [11], Brack [1992] [13] analisou as não linearidades no movimento de uma barçaça para os 3 termos que compõe a equação de movimento (inercial, amortecimento e restauração hidrostática). Brack utilizou resultados experimentais para uma barçaça (no caso a embarcação nacional BGL-2) para analisar termo a termo da equação do movimento em separado, devido a complexidade da equação com todos os termos de forma não linear.

Brack concluiu que as parcelas não lineares dos termos de inércia e restauração hidrostática são muito pequenas quando comparada às parcelas lineares, podendo ser desprezadas para o caso de barçaças. Quanto ao termo de amortecimento, Brack chega a mesma conclusão que os autores já citados para o movimento de Roll, indicando que as não linearidades devido ao amortecimento viscoso possuem magnitude significativa.

Carvalho [2011] [14], com o intuito de analisar a tração nas linhas de ancoragem de uma unidade flutuante ancorada em *Spread Mooring*, também utilizou a metodologia de adicionar um valor ao termo de amortecimento de forma a representar a contribuição viscosa. Seu trabalho foi voltado para os movimentos de um FPSO, onde para obter a contribuição viscosa, o amortecimento foi calibrado, comparando-se as respostas numéricas dos movimentos de navios em mares regulares com resultados obtidos a partir de ensaios em tanques de provas. Este amortecimento é incluído manualmente no WAMIT (programa de difração-radiação baseado na Teoria Potencial), onde o objetivo do trabalho é estimar o amortecimento viscoso em função da altura significativa

de onda e do período de pico de cada estado de mar ao qual a estrutura flutuante está submetida.

Em sua etapa de calibração, Carvalho analisou alturas de onda de 0 a 10,5 metros, onde 3 valores de amortecimento adicional conseguiam ajustar os valores calculados aos medidos, sendo um para alturas de 0 a 3,5, outro de 3,6 a 7 e o último de 7,1 a 10,5 metros. O amortecimento adicional era expresso em porcentagem relativa ao amortecimento crítico. Carvalho concluiu ainda que a mudança do amortecimento viscoso apresenta diferenças nas amplitudes do movimento de Roll de aproximadamente 2 graus, porém não influencia significativamente as séries temporais de trações no topo das linhas de ancoragem analisadas.

Diferente dos métodos experimentais citados para a estimativa do amortecimento viscoso no movimento de *Roll*, Hajjarab [2013] [15] elaborou uma abordagem numérica. Sua proposta consiste em considerar tal amortecimento viscoso oriundo unicamente da geração de vórtices, para isso utilizou a formulação desenvolvida por Downie *et al.* [16] para equacionar tal fenômeno de formação de vórtices em barcas retangulares com movimento de Roll. Com isso, gerou-se um código computacional capaz de rodar em paralelo com um *software* qualquer de cálculo de movimentos baseado na teoria potencial, onde o amortecimento viscoso é calculado e inserido de forma linearizada no *software* de cálculo de movimentos. Sua proposta tem como grande vantagem dispensar os custos de testes experimentais para calibrar o valor do amortecimento viscoso ou alimentar equações empíricas.

Hajjarab efetuou teste em modelo em mar regular para validar seus resultados, encontrando uma boa concordância para o resultado do RAO de Roll. Observou ainda que o amortecimento viscoso originado pelo fenômeno de formação de vórtices é dependente da altura da onda incidente. Essa dependência é maior na região de frequência de pico do RAO. Para frequências distantes da de pico, o amortecimento viscoso tem cada vez menos influência. Para o caso de mar irregular, Hajjarab analisou

a sensibilidade do modelo para valores de amortecimento viscoso linearizado para 3 faixas de frequências diferentes. Seus resultados compararam os 3 RAOs de *Roll* amortecido (para as 3 frequências em que se calculou o termo de amortecimento) com o RAO potencial. Os 3 RAOs amortecidos apresentam pouca diferença entre si, sendo essa diferença significativa apenas na frequência de pico do RAO (devido a maior amplitude de movimento de *Roll* nessa frequência). A diferença entretanto dos RAOs amortecidos com o potencial é significativa.

Com base nos resultados encontrados pelos autores citados, pode-se dizer que um modelo baseado na Teoria Potencial, que considere entretanto o amortecimento não linear oriundo de efeitos viscosos no movimento de *Roll*, seja ele baseado em ajustes empíricos ou não, é representativo para o cálculo dos movimentos de uma barça.

1.4 Fatores de segurança em içamentos

Alem do fator de amplificação dinâmica (DAF), existem outros fatores de segurança utilizados em operações de içamento. Todos os fatores serão citados nesta seção, pois seu entendimento é fundamental para a compreensão de qual fenômeno físico cada fator engloba. Para maior didática, os fatores são divididos em três grupos, sendo eles:

- Fatores que amplificam o valor total da carga içada
- Fatores que amplificam a força nos acessórios de içamento
- Fatores que consideram a perda de resistência dos acessórios de içamento

Para essa descrição, serão tomadas por base as normas já citadas na seção 1.1, entretanto, a referência [1] em específico, será usada para referenciar a faixa de valores usuais para os fatores. Existem ainda alguns fatores em específico para o caso de içamentos com mais de um guindaste em simultâneo, os quais não serão citados.

1. Fatores que amplificam o valor total da carga içada

- 1.1 Fator de contingência de peso. Este fator leva em conta os possíveis erros contidos no valor de peso da carga içada. Tais erros podem ser oriundos da precisão do método de medição ou da confiabilidade do método usado para o controle de peso. É recomendável usar um fator de 1,1 (10%) para o caso de peso calculado via “controle de peso”, e um valor de 1,03 (3%) para o caso de peso medido através de método de pesagem.
- 1.2 Fator de amplificação dinâmica (DAF). Este é o fator tema deste trabalho, sua descrição já foi apresentada na seção 1.1 e sua faixa de valores na Tabela 1.1. É importante ressaltar que os fatores que amplificam o valor total da carga içada (contingência de peso e DAF), por consequência também geram um aumento na força à qual os acessórios de içamento estão submetidos.
2. Fatores que amplificam a força nos acessórios de içamento
 - 2.1 Fator de erro da posição do centro de gravidade (CG). Este fator leva em conta a incerteza na posição do centro de gravidade de uma carga içada. Caso o CG da carga içada seja diferente do esperado, isso gerará uma distribuição de forças diferentes nos cabos de içamento, gerando cargas maiores em alguns cabos e menores em outros, mas sem entretanto alterar a carga atuante no equipamento de guindar. Por isso tal fator se enquadra na categoria que amplifica a força nos acessórios de içamento. É usual utilizar o valor de 1,05 para tal fator, entretanto, a norma permite que ele seja calculado matematicamente com base nas posições que o CG da carga pode assumir, cálculo baseado nos valores de tolerância para essa posição, obtidos através de uma pesagem.
 - 2.2 Fator de distribuição de carga. Esse fator leva em conta possíveis diferenças que possam existir nos comprimentos dos cabos de içamento, gerando distribuições de carga diferentes das calculadas, análogo ao fator de erro de posição do CG. Essas diferenças são oriundas de possíveis

falhas de fabricação dos cabos. Para um arranjo de 4 cabos de içamento por exemplo, pode acontecer do fabricante em questão entregar 4 cabos com leves diferenças de comprimento, assim, esse fator tem por objetivo permitir o uso de tais cabos, considerando entretanto uma majoração da carga atuante. Esse fator ainda é função do arranjo de içamento utilizado. Um arranjo de 4 cabos por exemplo, seria estaticamente indeterminado, o que geraria uma fator maior do que um arranjo de 2 cabos, onde uma leve diferença de comprimento entre os cabos não geraria praticamente nenhuma amplificação de carga. Para arranjos de 4 pontos, o fator recomendado é de 1,25.

3. Fatores que consideram a perda de resistência dos acessórios de içamento

3.1 Fator de terminação do cabo. Esse fator considera a possível perda de resistência a tração do cabo, de acordo com a terminação existente. Terminações feitas manualmente por exemplo possuem resistência menor que uma terminação soquetada mecanicamente. Esse fator pode variar de 1 a 1,25, a depender da terminação do cabo.

3.2 Fator de dobra do cabo. Esse fator considera possíveis dobras em que o cabo de içamento é imposto em seu arranjo. Quanto maior o valor do diâmetro em que o cabo é dobrado, menor é a perda de resistência, sendo que o limite aceitável pela norma é que o diâmetro no qual é imposta uma dobra ao cabo, não seja menor que o diâmetro do próprio cabo.

3.3 Fator de uso e aplicação. Esse fator considera possíveis danos que o cabo pode receber ao longo de sua vida que ocasionem perda de resistência. Para cabos com inspeções dentro da validade e de acordo com as normas aplicáveis, esse fator pode ser considerado igual a 1, Caso contrário, o valor de 1,1 é normalmente usado.

3.4 Fator de segurança. Esse fator leva em conta o material e a consequência do rompimento de um cabo. O valor mínimo para tal fator é de 2,3.

Dentre todos os fatores citados, o fator de amplificação dinâmica é o que possui maior impacto para o projetista. Além de sua magnitude ser maior em comparação com os outros, ele é aplicado tanto aos acessórios quanto ao equipamento de guindar, ao contrário dos fatores da categoria 2 ou 3, que são aplicados apenas aos acessórios. Mais detalhes sobre todos os fatores podem ser encontrados na referência [1].

1.5 Escopo do trabalho

Dado o objetivo exposto para esse trabalho, é necessário que existam dados medidos em uma operação real de içamento que se enquadre na categoria citada. Devido a isso, será utilizada como referência para esse trabalho a embarcação BGL-1, da empresa PETROBRAS. A sigla BGL-1 tem como significado “Balsa Guindaste e de Lançamento 1”, a qual consiste em uma barça capaz de realizar grandes içamentos e lançamentos de dutos pelo método *S-LAY*, possuindo um guindaste de 1000 toneladas de capacidade e sistema DP-2, composto por 6 *Thrusters*. A tabela abaixo apresenta as principais características da BGL-1:

Tabela 1.3 – Dimensões e características da BGL-1

Armador	PETROBRAS (Petroleo Brasileiro S.A.)
Projeto/Construção	Mitsui Shipbuilding and Engineering Co., Ltd. (Japan)-1976
Classificação	ABS + A1 Barge, DPS-2
Sistema de posicionamento dinâmico	Classe 2
Comprimento total	144,20 m
Boca moldada	30,48 m
Pontal Moldado	8,53 m
Calado de projeto moldado	5,096 m
Deslocamento máximo	17.189,30 t
Deslocamento mínimo (Peso leve)	10.336,70 t

Capacidade	280 tripulantes
Guindaste principal	CLYDE – Mod. DE-52 – 230 + 30 + 15(1)
Comprimento da lança – Bloco Principal	70,1 m
Comprimento da lança – Bloco Auxiliar	79,2 m
Comprimento da lança – 3º Bloco	83,8 m
Altura máxima da Lança	92,5 m
Capacidade máxima e raio – Bloco Principal	750 t – 49,0 m
Capacidade máxima e raio – Bloco Auxiliar	275 t – 49,0 m
Capacidade máxima e raio – 3º Bloco	45 t – 83,5 m

A barcaça BGL-1 já foi tema de outros estudos envolvendo sua hidrodinâmica, nenhum entretanto com o foco deste trabalho. Em um destes estudos [17], a BGL-1 teve seu casco modelado em um software de radiação-difração chamado WAMIT (mais detalhes sobre o software na seção 2.2). Foram feitos ainda ensaios em tanque de prova com modelo reduzido, calibrando o valor do amortecimento viscoso adicional para o movimento de *Roll* da barcaça e validando o modelo implementado no WAMIT, com a comparação entre os RAOs medidos no ensaio em tanque e os calculados. Tal estudo provê importantes informações que facilitam o uso da BGL-1 como referência para este trabalho, sendo as principais:

- Validação do modelo desenvolvido para o casco da embarcação BGL-1 no software WAMIT, através de ensaio com modelo reduzido
- Valores de massa e momento de inércia da embarcação, modelada no software SSTAB
- Valores para o amortecimento viscoso adicional no movimento de *Roll*

Detalhes sobre os valores citados acima são apresentados na seção 2.2.3.

A BGL-1 possui também um sistema de medição de movimentos e acelerações. Tal sistema foi instalado em 2011 após um REVAMP (termo usado na indústria quando a unidade passa por uma revitalização significativa) feito na embarcação (detalhes sobre

o sistema apresentados na seção 3.4). Tal sistema é integrado a um software capaz de calcular os seis movimentos da embarcação, além da aceleração vertical total em qualquer ponto de interesse (normalmente o ponto de interesse escolhido é a extremidade da lança do guindaste).

A BGL-1 já realizou operações de descomissionamento de plataformas fixas, entretanto nenhum descomissionamento foi feito após o ano de 2011, período em que o sistema de medição foi instalado. Em 2012, porém, foi realizada a instalação da plataforma fixa de MOP-1. Do ponto de vista matemático, em relação aos esforços atuantes na embarcação e nos acessórios de içamento, pode-se considerar a operação de instalação de um convés de uma plataforma fixa idêntica a operação de remoção. Assim, dispõe-se dos dados dos movimentos da BGL-1 durante todo o período de instalação da plataforma de MOP-1, podendo essa operação ser considerada como referência para avaliação dos movimentos da embarcação durante operações de descomissionamento em geral.

Além dos valores de movimentos medidos para a BGL-1, é necessário conhecer o estado de mar que atuava na embarcação durante a operação de instalação de MOP-1. Como a BGL-1 não possuía nenhum sistema de medição de onda, serão usados os valores medidos na plataforma P-57, a qual esta localizada a 50km da locação. Por motivo de comparação, também serão analisados os estados de mar segundo a previsão do tempo para a locação e ainda o estado de mar “limite” no qual a BGL-1 costuma operar. Esse estado de mar “limite” é baseado na experiência da tripulação de bordo, a qual ao longo de 30 anos de operação definiu de forma empírica os valores de onda e período a partir dos quais a BGL-1 apresenta movimentos excessivos para a realização de um içamento. Detalhes sobre a instalação de MOP-1 são apresentados no capítulo 3.

Com o exposto, a embarcação BGL-1 será tomada como referência neste trabalho. Serão gerados então os novos RAOs, levando em conta agora as condições

características de operações de descomissionamento, as quais serão citadas no decorrer deste trabalho. A resposta calculada da embarcação para essas novas condições será então comparada com os valores medidos em uma operação real. A figura abaixo resume de maneira esquemática o escopo aqui descrito.

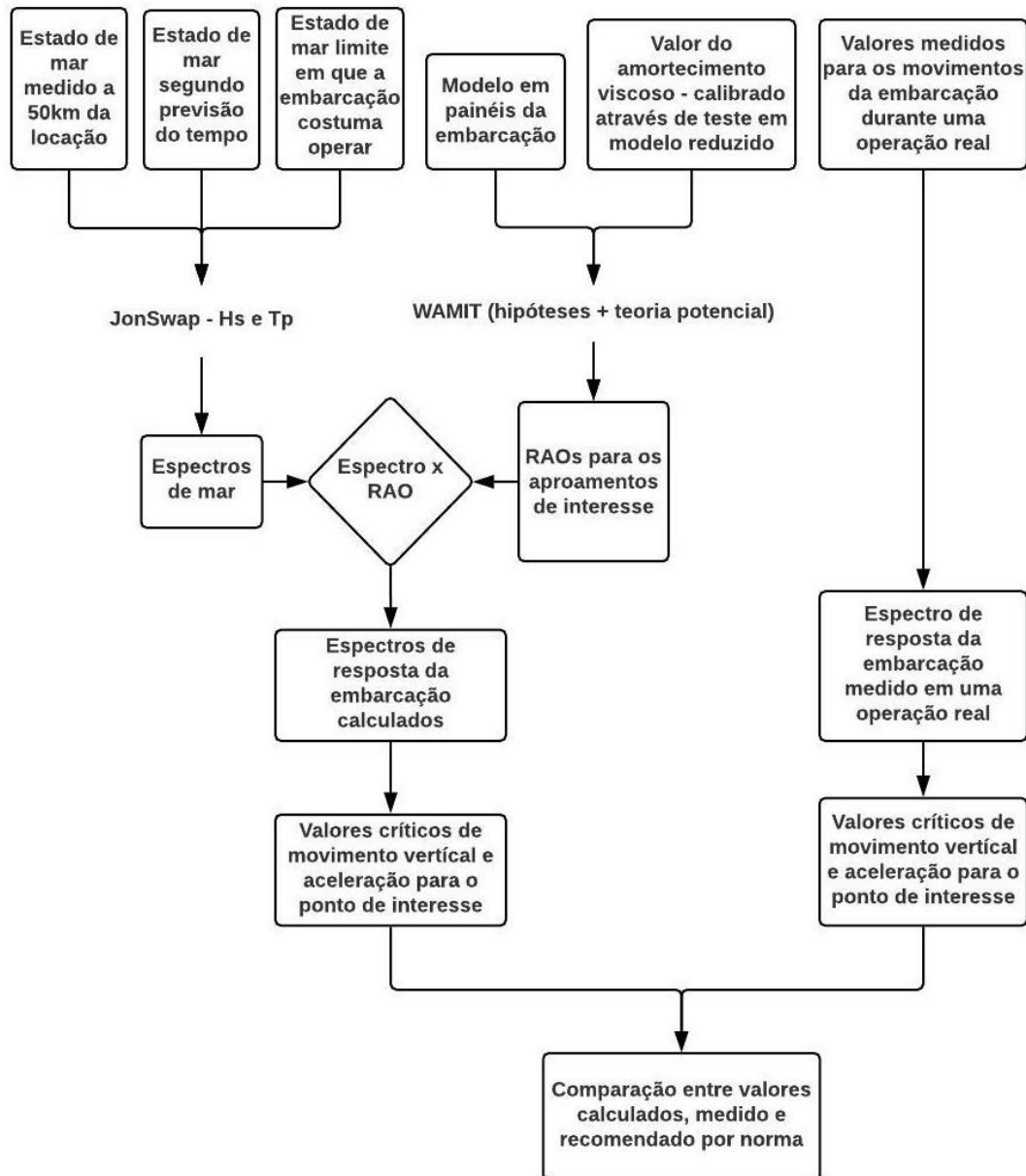


Figura 1.2 – Diagrama do escopo de trabalho

2 MODELO MATEMÁTICO

Levando em conta o objetivo deste trabalho, que é prover um cálculo que unifique e otimize valor do DAF para diferentes içamentos, para uma mesma embarcação, executando um dado tipo de operação (no caso içamentos de grandes cargas não submersas), deve-se primeiramente analisar quais hipóteses simplificadoras pode-se extrair de tais operações. Baseando-se em tais hipóteses, é descrito então um modelo matemático para o cálculo dos movimentos da barça e da amplificação dinâmica da carga atuante sobre o guindaste.

2.1 Hipóteses adotadas

Além das hipóteses relativas ao modelo hidrodinâmico em si, existem hipóteses ligadas diretamente a natureza deste tipo de operação de içamento. Nesta seção serão listadas tais hipóteses, sendo as hipóteses relacionadas ao modelo matemático hidrodinâmico abordadas na seção 2.2.

2.1.1 Direção da onda

Já é de conhecimento dos operadores de embarcações *off-shore* do tipo barça, o impacto que um aproamento de través (ondas incidindo a 90° ou 270°) causa nos movimentos da embarcação. Tal amplificação no movimento já foi citada na seção 1.3, no trabalho de Vasconcelos. O procedimento normalmente adotado em operações reais é prever então no mínimo 2 aproamentos que permitam a execução da obra (se for possível prever mais aproamentos é melhor ainda), de forma que na data da operação, o operador tenha liberdade de escolher o aproamento que melhor se adeque, levando em conta os movimentos da embarcação. Para isso, costuma-se fazer testes em cada aproamento na data da operação, analisando os movimentos da embarcação (tanto por

experiência da tripulação como por instrumentos instalados para a medição de movimentos).

Em operações de descomissionamento de plataformas fixas, foco deste trabalho, essa liberdade de escolha de aproamentos costuma ser grande, já que normalmente as plataformas fixas não possuem nenhum obstáculo em seu redor, dando liberdade para a barcaça executar a operação de içamento com vários aproamentos. A figura abaixo ilustra um exemplo de projeto de descomissionamento onde vários aproamentos são permitidos.

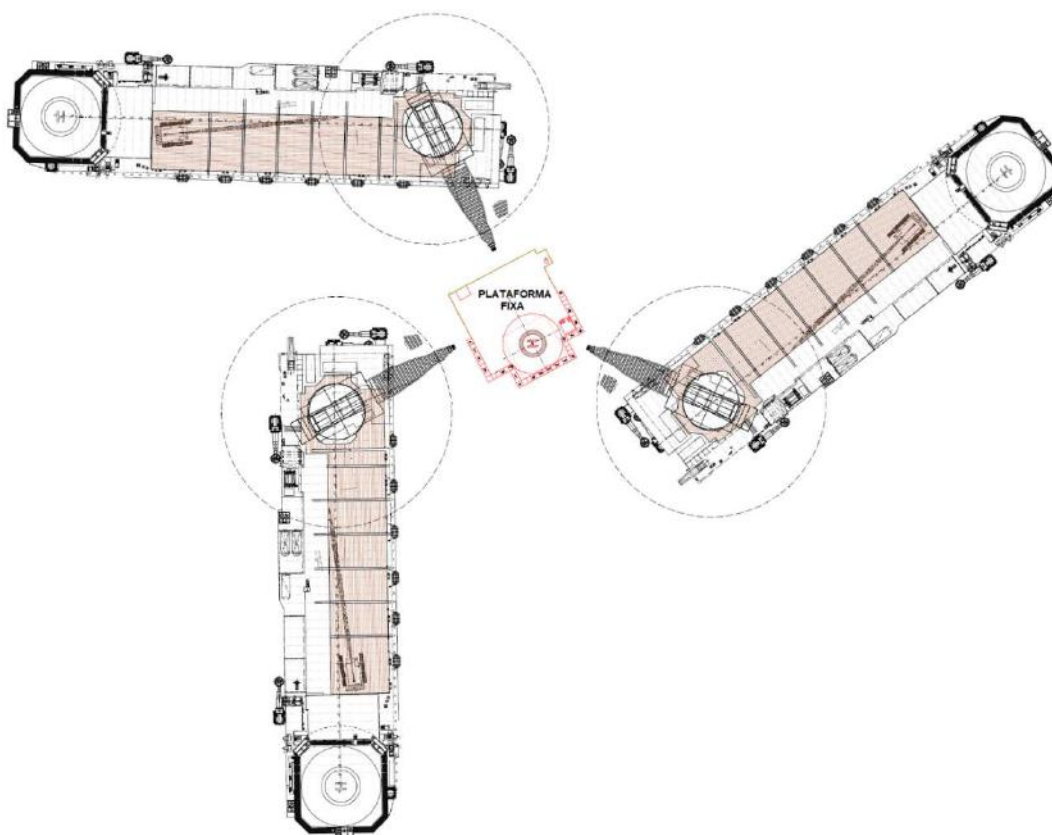


Figura 2.1 – Aproamentos em operações de descomissionamento

Em uma operação real, costuma-se aguardar o estado de mar que satisfaça os movimentos máximos permitidos para a embarcação, no aproamento definido para o içamento. Ou seja, pode-se considerar que toda a operação será executada num aproamento favorável. Por experiência, já é sabido que para barcaças, a melhor condição de içamento ocorre quando a mesma está aproada a 0° ou 180° com a direção

da onda. Tal característica deste tipo de operação nos permite delimitar um aproamento fixo para a execução de uma data de operação, e conseqüentemente para o cálculo do DAF, não havendo sentido em calcular o DAF para um mar a 90° por exemplo, já que a operação nunca será executada em tal condição devido aos movimentos da embarcação.

Como toda a operação sempre prevê uma janela de 24h a 48h (a depender do tempo previsto para o içamento) para a previsão do tempo antes de iniciar o içamento (condição de mar não pode se elevar a valores não aceitáveis durante essa janela), podemos assumir que não há risco de alteração no estado de mar já que uma operação de içamento deste tipo costuma ter um máximo de duração de 2 horas.

Baseado nisso, será considerado neste trabalho que a operação ocorrerá em uma faixa de $\pm 40^\circ$ do aproamento ideal (0° ou 180°), sendo o DAF calculado como o pior caso para essa faixa. Assim os seguintes aproamentos serão considerados: 0° , 20° , 40° , 140° , 160° , 180° , 200° , 220° , 320° , 340° .

2.1.2 Efeito do Vento

Como dito na seção 1.1, na definição de DAF, o carregamento de vento é um dos fatores que compõe seu cálculo. O carregamento do vento geraria uma força lateral na carga içada, induzindo um possível movimento de oscilação e por consequência um aumento na carga dinâmica no cabo de içamento. Existem entretanto duas características operacionais que nos permitem desconsiderar a carga gerada pelo vento como um componente de amplificação dinâmica no cabo:

- Movimentos planares da carga são restringidos por cabos auxiliares (*tugger lines*). Em praticamente todas as operações de içamento off-shore, usa-se cabos auxiliares para restringir o movimento lateral da carga içada. Tais cabos são mantidos com uma tensão de forma a restringir 2 graus de liberdade no movimento da carga (as 2 direções que compõe o plano da

carga). Esses cabos são sempre dimensionados com redundância, de forma que caso algum rompa por algum motivo, o movimento planar da carga continua restrito. A figura abaixo ilustra a aplicação dos cabos auxiliares em uma operação de içamento.



Figura 2.2 – Utilização de cabos auxiliares para restrição do movimento da carga

- Operação não é iniciada em condições de vento desfavoráveis ou sem uma janela de previsão de tempo segura. Análogo ao que foi dito para a condição de mar antes do início da operação, também é feita uma análise da intensidade do vento antes do início da operação. Normalmente evita-se a operação caso exista a possibilidade da rajada de vento atingir o limite estabelecido para a lança do guindaste. Esse limite é estabelecido no manual do fabricante de cada guindaste.

Levando em conta tais características operacionais, pode-se então desconsiderar o efeito do vento para a composição do DAF, desde que garanta-se que tais características serão seguidas no momento da operação.

2.1.3 Característica do cabo de içamento principal

O arranjo de içamento principal é composto normalmente por manilhas conectadas aos olhais da carga, cabos de içamento, bloco do guindaste e cabo do guindaste, conforme figura abaixo:

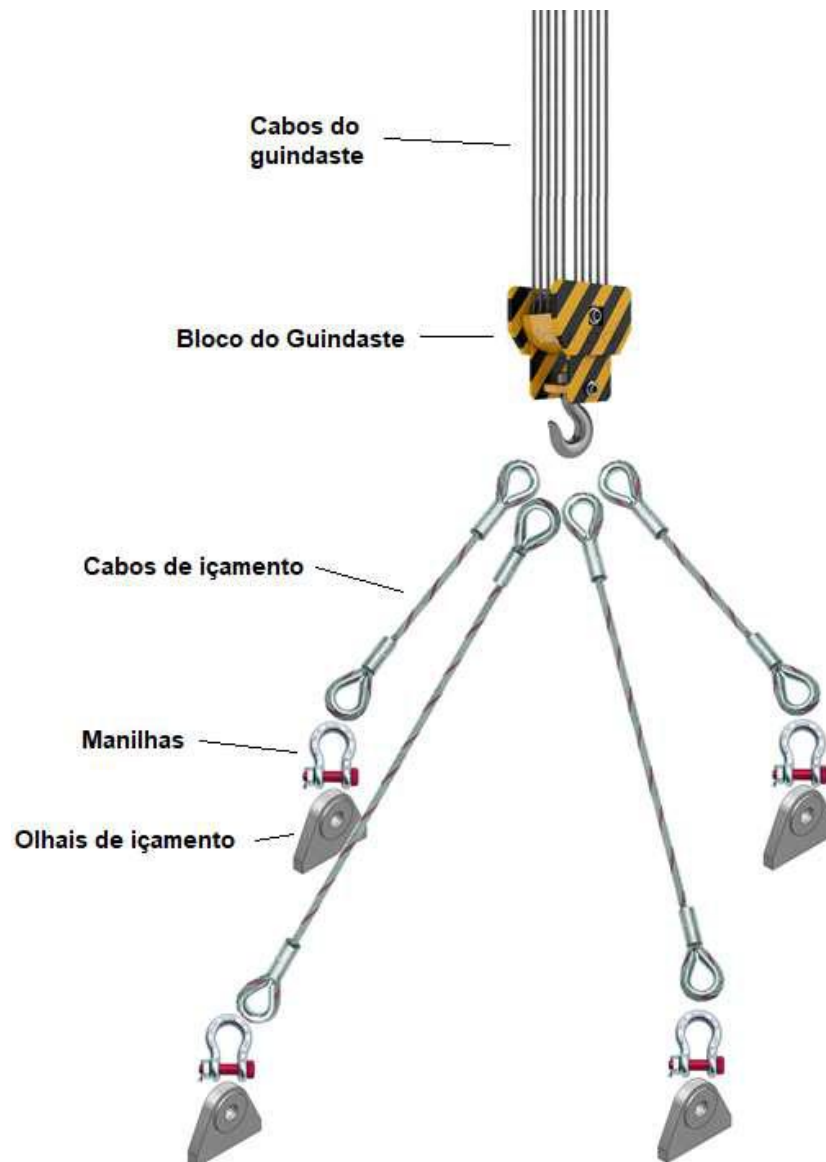


Figura 2.3 – Arranjo de içamento típico

Esse conjunto, matematicamente, pode ser simplificado em um sistema massa-mola-amortecedor, onde o movimento da lança transmite movimentos para a carga através desse sistema. O amortecimento nesse sistema é devido a dissipação de energia entre os arames que compõe o cabo, juntamente com o atrito presente nas polias do bloco e do próprio guindaste.

Fazendo uma estimativa da constante elástica desse sistema, baseada no comprimento dos cabos, diâmetro, material e construção, temos o seguinte valor para a constante do sistema: 12889 toneladas-força /metro (cálculo no APÊNDICE A). Como o valor é bastante alto, o sistema tem um comportamento semelhante a uma estrutura rígida. Calculando a transmissibilidade de força e o coeficiente de amplitude entre o deslocamento da lança e da carga chega-se em:

Tabela 2.1 – Estimativa dos valores de amplificação de deslocamento e transmissibilidade de força no arranjo de içamento

Coeficiente de amplitude	1,00146
Transmissibilidade de força	0,00146

Conforme mostrado no APÊNDICE A, tal estimativa foi feita desconsiderando qualquer amortecimento, que diminuiria ainda mais o valor da transmissibilidade de força. Assim, pode-se considerar o sistema que compõem o arranjo de içamento como um sistema rígido, onde a aceleração vertical e a força existente na extremidade da lança serão as mesmas atuantes na carga. Tal consideração também foi adotada em [9]

2.1.4 Graus de liberdade de movimento da carga içada

Como dito, os cabos auxiliares restringem os movimentos planares para a carga, mas além disso, eles também restringem os movimentos rotacionais da carga. Como o cabo de içamento principal restringe o movimento vertical, isso leva a inferirmos que o sistema “guindaste / cabos auxiliares / cabo de içamento / carga içada” forma um sistema

rígido, onde não existe movimento relativo da carga içada com o guindaste. Deve-se ressaltar entretanto que o correto dimensionamento dos cabos auxiliares é fundamental para que essa hipótese possa ser considerada, pois se tais cabos romperem, essa consideração deixa de ser válida. Em uma operação real tais cabos sempre são superdimensionados, além de cabos de *backup* que também são instalados, devido ao efeito catastrófico que um possível movimento pendular da carga içada possa gerar.

Os cabos auxiliares normalmente estão ligados a guinchos pneumáticos, sua utilização é tão usual que a maioria das barcas já contém na lança principal do guindaste tais guinchos auxiliares, conforme mostra a Figura 2.4. Para algumas operações, guinchos auxiliares extras são instalados em posições estratégicas no convés da embarcação. Parte-se do princípio neste trabalho que todos os cabos e guinchos auxiliares foram corretamente dimensionados, garantindo o “travamento” da carga em todas as direções.



Figura 2.4 – Guinchos auxiliares em uma embarcação guindaste

2.1.5 Efeito da estrutura da jaqueta na onda incidente

Estruturas do tipo jaqueta são geralmente compostas por elementos esbeltos que estão unidos de maneira a formar uma estrutura reticulada, possuindo elementos de pequenas dimensões em sua configuração. Assim como considerado por Vasconcelos [9], a jaqueta será considerada como um corpo composto por elementos de baixa relação de difração, sendo assim, não incorre em nenhuma perturbação na onda incidente na barcaça, não influenciando os movimentos da mesma.

2.1.6 Efeito do amortecimento viscoso no movimento de Roll

Como apresentado na seção 1.3, a teoria potencial apresenta bons resultados para representar os movimentos de uma barcaça em ondas, entretanto efeitos não lineares de grande magnitude estão presentes no movimento de *Roll* devido a viscosidade, tanto pela fricção quanto pela formação de vórtices. Para isso, será adotada uma metodologia de ajuste experimental para o amortecimento viscoso adicional.

Sendo a proposta desse trabalho a análise dos movimentos de uma barcaça em uma condição ótima para uma operação de içamento, podemos assumir que a barcaça terá pequenas amplitudes de movimento, pois não receberá ondas de través, não estará na faixa de ressonância e também não receberá ondas de grandes amplitudes. Isso permite que seja linearizado o termo de amortecimento, sendo composto pela soma do amortecimento potencial e do amortecimento viscoso ajustado experimentalmente, já que as não linearidades do termo viscoso dependem principalmente da amplitude de *Roll*, e frequência. O ajuste do termo viscoso do amortecimento de Roll para a BGL-1 foi realizado na referência [17] como já dito, mais detalhes sobre o equacionamento deste termo são apresentados na seção 2.2.1.

2.1.7 Efeito do sistema de posicionamento dinâmico sobre os movimentos

Como dito, a BGL-1 possui um sistema de posicionamento dinâmico classe DP-2, composto por 6 *Thrusters*. Tal sistema tem como função manter a posição da embarcação, o qual, por meio de propulsão ativa, controla de forma automática a direção e a potência dos *Thrusters*, através de um complexo sistema de controle.

O algoritmo do sistema de DP (Dynamic Positioning) é capaz de prever no curto prazo o mar incidente, com base nos próprios dados gerados pelo sistema para manter a posição da embarcação, dessa forma, o sistema de controle emite sinais para os *Thrusters* já levando em consideração o estado de mar incidente, pois caso tentasse corrigir a posição da embarcação com base apenas em seu deslocamento, a resposta não seria rápida o suficiente.

Considera-se então que a embarcação mantém posição e também seu aproamento, onde os movimentos de *Heave*, *Roll* e *Pitch*, responsáveis pela composição do movimento vertical da lança do guindaste e da carga içada, não são influenciados pelo sistema de DP.

2.2 Cálculo dos movimentos da embarcação.

A forma tradicional e já consolidada para avaliar os movimentos de uma embarcação no mar utiliza a Teoria Potencial, sendo usada para a determinação das forças hidrodinâmicas atuantes sobre o corpo, e consequentes acelerações, velocidades e deslocamentos. Utilizando uma linearização para o problema de valor de contorno, para determinação do potencial de velocidades, chegam-se em equações de movimento para o corpo similares a um sistema massa-mola-amortecedor.

Como visto em trabalhos anteriores, a Teoria Potencial representa com êxito a previsão dos movimentos da embarcação, com exceção do movimento de *Roll*, que como já dito na seção 2.1.6, será fornecido um amortecimento adicional linearizado para representar os efeitos viscosos não lineares.

Para obter as forças e os potenciais lineares de radiação e difração, é usual a utilização de softwares. O software usado neste trabalho será o WAMIT, que emprega um modelo baseado no Teorema de Green para derivar equações integrais dos potenciais de velocidades de radiação e difração na região de contorno da parte submersa de um corpo. O WAMIT foi desenvolvido pelo Departamento de Engenharia Oceânica do MIT (Massachusetts Institute of Technology) e é um programa de intensa aplicação e muito aceito em toda comunidade acadêmica e tecnológica, capaz de fornecer inúmeros dados como: massa/inércia adicional, amortecimento potencial, restauração hidrostática, força/momento de excitação e resposta em ondas (amplitude e fase). O programa permite também a utilização de acoplamento de parâmetros externos, como o amortecimento viscoso já citado. Maiores detalhes sobre o software podem ser encontrados na referência [18] ou no site www.WAMIT.com.

2.2.1 Equacionamento do problema – Teoria Potencial

Devido ao desenvolvimento matemático dessa teoria já ser de amplo conhecimento, ele será apresentado no APÊNDICE F.

Como dito na seção 2.1.4, o conjunto carga içada + embarcação é considerado como um sistema rígido, dessa forma, o movimento e aceleração vertical da carga será a mesma da extremidade da lança, no ponto em que o cabo do guindaste está conectado. Para obter a resposta do movimento vertical deste ponto de interesse, devemos somar as parcelas oriundas dos movimentos de *Heave*, *Roll* e *Pitch* da balsa, que em conjunto definem o movimento vertical deste ou de qualquer outro ponto no sistema. A equação abaixo apresenta tal relação para o RAO do movimento vertical do ponto de interesse:

$$RAO_{PT}^Z = RAO_{o,Heave} - X \cdot RAO_{o,Pitch} + Y \cdot RAO_{o,Roll} \quad (2.1)$$

onde $RAO_{\bar{p}T}^Z$ é o RAO do movimento vertical do ponto de interesse, X é a distância longitudinal entre a origem (CG da embarcação) e o ponto de interesse e Y é a distância transversal entre a origem e o ponto de interesse.

Na Baía de Campos, o espectro de mar incidente é descrito com bons resultados pelo espectro de Jonswap de 5 parâmetros. Tal espectro é originado de um projeto desenvolvido entre 1968 e 1969 para representar o Mar do Norte. Sua formulação representa bem os estados de mar gerados por vento, podendo ser usado para a Baía de Campos. A expressão desse espectro e seus parâmetros é a seguinte:

$$S(\omega) = \alpha \frac{g^2}{\omega^5} \exp \left[-1,25 \left(\frac{\omega}{\omega_p} \right)^{-4} \right] \gamma \exp \left[\frac{(\omega - \omega_p)^2}{2\sigma^2 \omega_p^2} \right] \quad (2.2)$$

onde:

$$\alpha = 0,3125 \frac{H_s^2}{T_p^4} (1 - 0,284 \cdot \ln(\gamma)) \quad (2.3)$$

$$\gamma = 6,4 \cdot T_p^{-0,491} \quad (2.4)$$

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_a = 0,07 \rightarrow \omega \leq \omega_p \\ \sigma_b = 0,09 \rightarrow \omega > \omega_p \end{cases} \quad (2.5)$$

e ω_p é a frequência de pico (em rad/s), H_s é a altura de onda significativa e T_p é o período de pico.

Como dito na seção 1.5, serão analisados 3 espectros de mar incidentes, gerando 3 espectros de respostas para a embarcação, sendo eles: Espectro com base em medições da onda a 50km da locação, espectro segundo a previsão do tempo para locação e espectro limite de operação para a embarcação.

Na seção seguinte são descritos os ensaios realizados com um modelo reduzido da embarcação analisada (BGL-1), onde os RAOs calculados pela Teoria Potencial aqui descrita são comparados com os resultados experimentais, para a validação do modelo em si e calibração do termo linearizado relativo ao amortecimento viscoso no movimento de *Roll*.

2.2.2 Ensaios com Modelo Reduzido

Como dito na seção 2.1, será analisada uma condição de carregamento apenas para a barça, que consiste na condição em que a embarcação usualmente realiza as operações de içamento, com calado de 5,1m.

Conforme a referência [17], a barça BGL-1 foi modelada considerando 2573 painéis na malha do casco. Atenção especial foi dada ao modelo geométrico 3D, devido a sua influência na qualidade da análise. Durante a geração da malha procurou-se obter um modelo preciso e homogêneo, garantindo a convergência dos resultados.

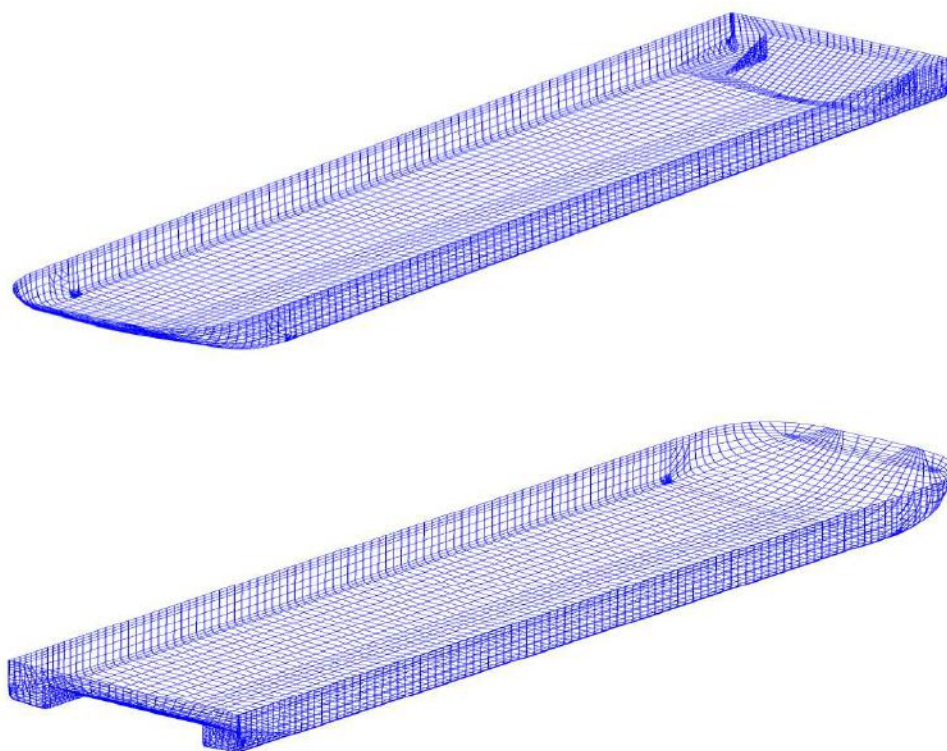


Figura 2.5 – Malha do casco da BGL-1 (Extraído de [17])

Ainda de acordo com [17], foi feita uma análise dos RAOs numéricos e experimentais da BGL-1, através dos resultados dos ensaios de decaimento, ondas regulares e ondas transientes, utilizando um modelo reduzido, além dos resultados da análise numérica. Para as análises numéricas, a unidade foi considerada em 5 aproamentos (0° , 45° , 90° , 135° e 180°). Ondas regulares e transientes foram utilizadas

para obter os RAOs dos movimentos da embarcação e os testes de decaimento foram utilizados para obter os coeficientes de amortecimento e os períodos naturais.

Os resultados experimentais foram então usados para a correta calibração do modelo numérico. Todos os ensaios foram realizados no tanque de provas do IPT, com acompanhamento da Oceânica Offshore.



Figura 2.6 – Arranjo do ensaio em ondas (Extraído de [17])

Os RAOs obtidos através dos ensaios de ondas transientes e regulares apresentaram aderência, confirmando os períodos naturais. Esses ensaios também mostraram os efeitos de não-linearidades, principalmente no movimento de *Roll*. No modelo numérico não foi aplicado amortecimento externo nos movimentos de heave e pitch. Amortecimento externo linear foi aplicado ao movimento de *Roll*, para aumentar a aderência entre os resultados numéricos e os resultados obtidos nos ensaios.

De modo geral os resultados obtidos em [17] foram satisfatórios para representação da BGL-1. Os valores calibrados para o amortecimento viscoso de *Roll* estão entre 1% e 5% do amortecimento crítico, sendo maiores quanto maior a onda, conforme o esperado. A tabela abaixo apresenta tais valores em função da altura de onda.

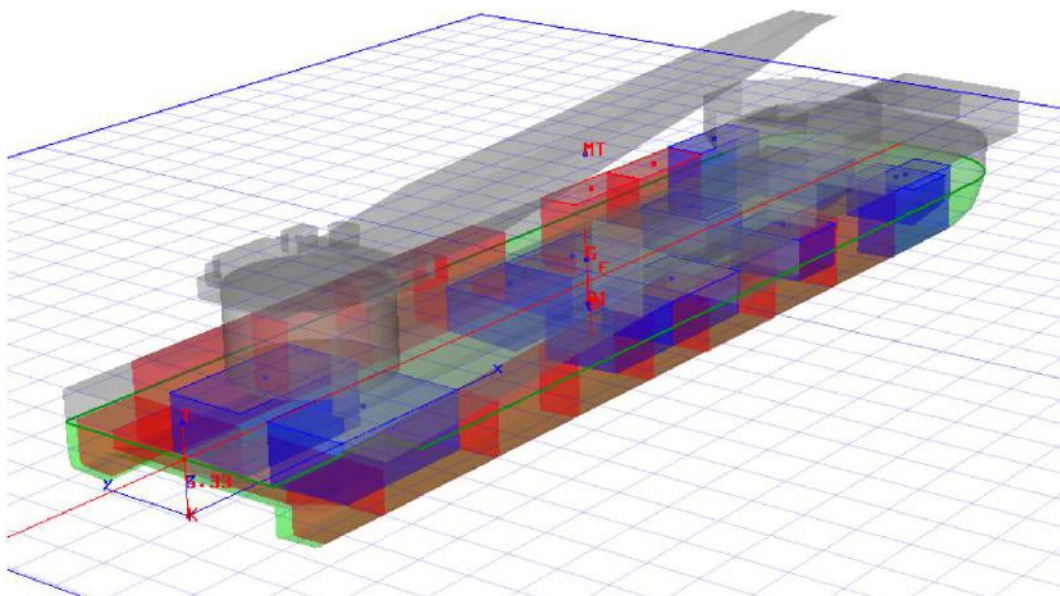
Tabela 2.2 – Amortecimento externo linear adicionado ao amortecimento de *Roll* em porcentagem do amortecimento crítico (Extraído de [17]).

Aproamento : 180 graus			Aproamento : 135 graus			Aproamento : 90 graus		
H=1m	H=2m	H=4m	H=1m	H=2m	H=4m	H=1m	H=2m	H=4m
2,5	5,0	5,0	2,5	5,0	5,0	2,5	5,0	5,0

Os valores de massa, CG e de momentos de inércia utilizados por [17] tem seu cálculo demonstrado em [19]. A tabela abaixo apresenta tais valores, seguida da figura com a referência para as cotas do CG:

Tabela 2.3 – Valores de massa, CG e momentos de inércia da BGL-1 (Extraído de [19])

Massa (t)	17204
Cota X do CG (m)	58,21
Cota Y do CG (m)	0,02
Cota Z do CG (m)	7,53
I_{xx} (t·m ²)	2044425,20
I_{yy} (t·m ²)	23144415,50
I_{zz} (t·m ²)	23999678,80



X: Origem na popa - Positivo avante e Negativo a ré
Y: Origem na linha de centro - Positivo a bombordo e Negativo a boreste
Z: Origem no plano-base

Figura 2.7 – Referência para as cotas dos valores do CG (Extraído de [17])

A malha do casco, os valores de amortecimento externo viscoso para *Roll*, massa, CG e momentos de inércia, extraídos das referências [17] e [19], serão utilizados como *inputs* para gerar os resultados ao longo deste trabalho, conforme descrito na seção a seguir.

2.2.3 Valores Utilizados

O valor do calado utilizado será de 5,1 metros.

A malha utilizada para o casco da barçaça BGL-1 será a mesma já citada [17].

A massa considerada para a barçaça nessa condição de carregamento será de 17204 toneladas [19]. A barçaça foi modelada no software SSTAB.

Para os valores de momentos de inércia, como desejamos analisar os movimentos da barçaça durante uma operação de içamento, será considerado um momento de inercia adicional oriundo da carga içada. Além disso, o calculo da referência [19] para os valores de momento de inércia, considera a lança da embarcação em sua posição de “descanso”. Optou-se então por utilizar os dados de uma carga içada próxima ao limite do guindaste e com geometria típica de um convés de plataforma fixa, mantendo a concordância com o objetivo deste trabalho. Efetuou-se também um novo cálculo para corrigir o valor do momento de inércia levando em conta a posição da lança durante o içamento, já que a mesma possui uma elevada massa e altera significativamente o momento de inércia da embarcação. No capítulo 3 são apresentados os valores medidos que serão usados para comparação, dentre eles, estão os valores de medição de movimentos da BGL-1 para uma operação real de içamento de um convés de uma plataforma fixa, o qual possui um peso próximo ao limite do guindaste. Desta forma, é conveniente usar os dados desse convés em específico para calcularmos o momento de inércia adicional, já que satisfaz a condição em que o guindaste é mais solicitado e também permite a comparação com os dados medidos para a operação real. Os

momentos de inércia, levando em conta a carga içada e a alteração na posição da lança, são apresentados na tabela abaixo, seu cálculo pode ser visto no APÊNDICE B.

Tabela 2.4 – Valores de massa e momentos de inércia da BGL-1 com um convés içado por bombordo

Massa BGL-1 (t)	17204
$I_{xx} (t \cdot m^2)$	$4,44254 \cdot 10^6$
$I_{yy}(t \cdot m^2)$	$2,67204 \cdot 10^7$
$I_{zz} (t \cdot m^2)$	$2,52649 \cdot 10^9$

O valor da coordenada do CG continuará o mesmo da referência [17] (a influência da carga içada no CG do sistema é desconsiderada).

Para o amortecimento viscoso adicional, será usado o valor de 2,5%, referente a uma altura de onda de 1m [17]. Isso se deve ao fato de que as operações de içamento que este trabalho se propõe a analisar, estarão sempre na faixa de operação da embarcação, que corresponde a alturas de onda entre 1 e 1,7 metros em média. Assim, o valor de 2,5% pode inclusive ser assumido como conservador para análise, já que o aumento do amortecimento viscoso teria um efeito de diminuição do DAF.

Com os valores citados nessa seção, os calculos dos RAOs são então efetuados utilizando o software WAMIT como já citado.

2.3 Resultados

Como dito na seção 2.1.1, serão analisados os aproamentos em uma faixa de $\pm 40^\circ$ do aproamento ideal (0° ou 180°). Assim os seguintes aproamentos serão considerados: 0° , 20° , 40° , 140° , 160° , 180° , 200° , 220° , 320° , 340° . Para efeito de comparação, serão mostrados também os resultados para um aproamento de 90° (mar de través).

A seguir são apresentados os gráficos dos RAOs dos movimentos de deslocamento vertical da ponta da lança e aceleração vertical da ponta da lança, para

cada aproamento citado. É importante ressaltar novamente que tais RAOs foram calculados considerando um amortecimento viscoso no movimento de *Roll* ajustado para alturas de onda de 1 metro, já que tal valor varia conforme a altura de onda incidente.

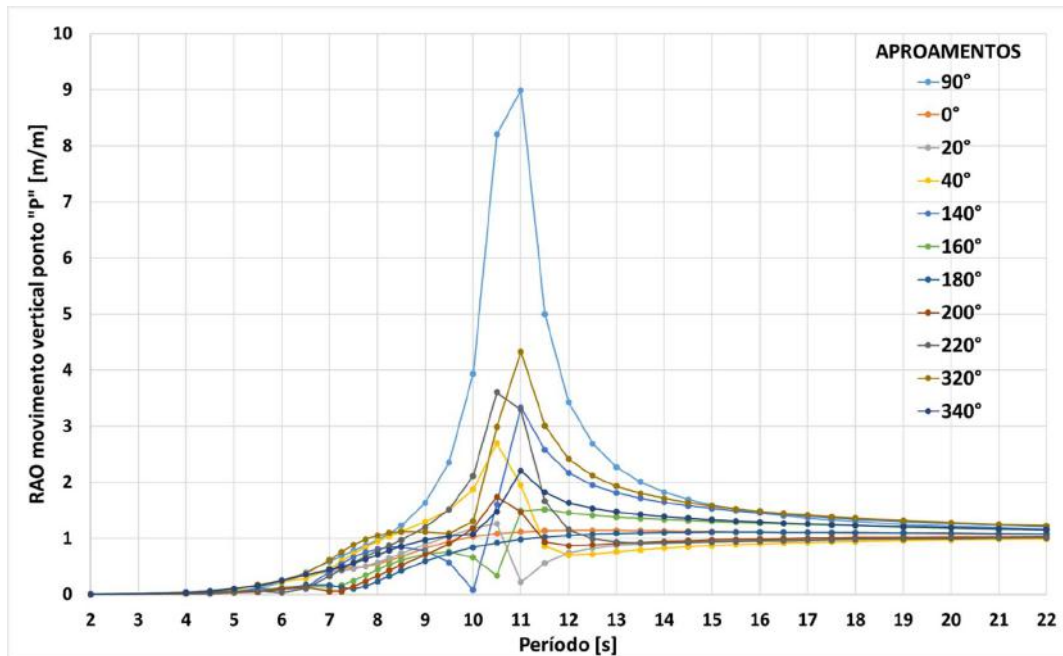


Figura 2.8 – RAOs dos movimentos verticais do ponto P (ponta da lança do guindaste durante içamento)

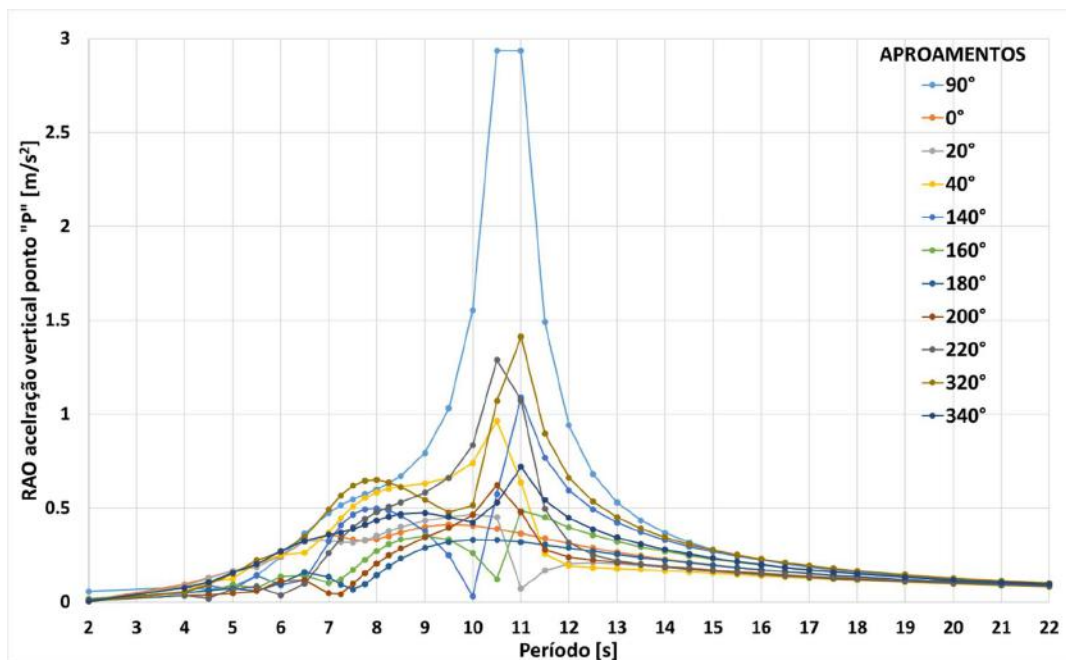


Figura 2.9 – RAOs das acelerações verticais do ponto P (ponta da lança do guindaste durante içamento)

É conveniente também expressarmos o gráfico dos RAOs de aceleração da ponta da lança (Figura 2.9) como percentual da aceleração gravitacional, conforme figura abaixo:

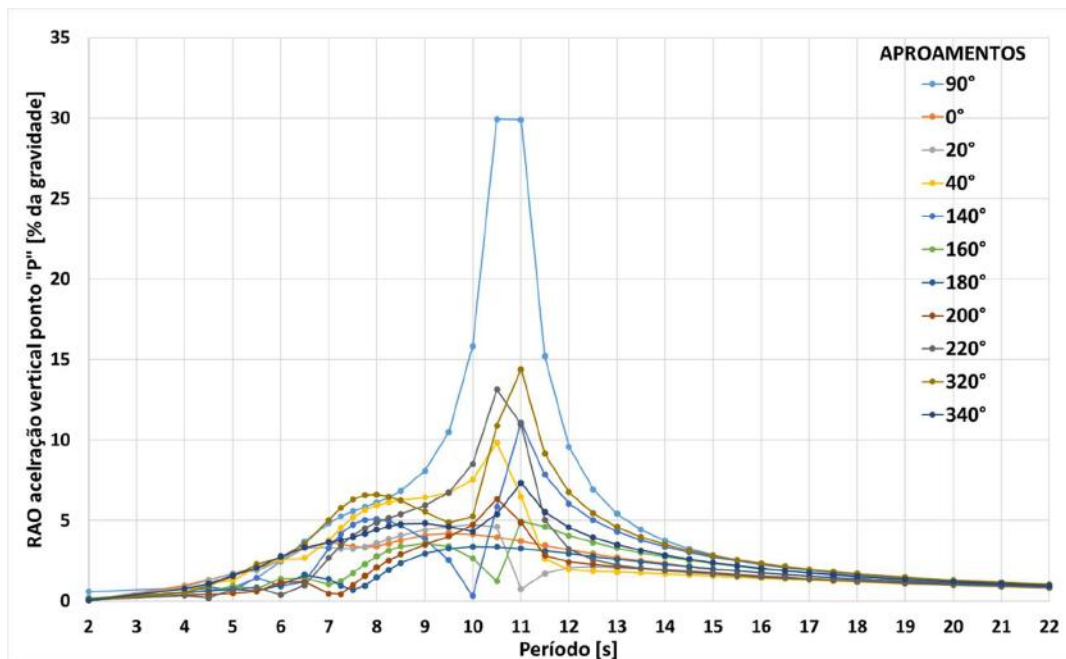


Figura 2.10 – RAOs das acelerações verticais do ponto P em porcentagem da aceleração gravitacional (ponta da lança do guindaste durante içamento)

A interpretação de tais resultados é tratada no capítulo 1, juntamente com os valores medidos. Os resultados dos RAOs para os movimentos de *Roll*, *Pitch* e *Heave* da embarcação são apresentados no APÊNDICE C.

3 VALORES MEDIDOS

Como já citado, foram efetuados por [17] ensaios com modelo reduzido em tanque para a balsa BGL-1. Tais medições foram utilizadas para calibração do valor de amortecimento viscoso e validação do modelo matemático, apresentando bons resultados.

Neste trabalho, para comparação com os valores calculados na seção anterior, serão analisados os valores medidos em uma operação real de içamento de um convés de uma plataforma fixa, onde a principal variável que se deseja analisar é a carga a que o cabo de içamento do guindaste estará sujeito (peso da carga içada e amplificação dinâmica). A operação em questão é o içamento do convés da plataforma fixa de MOP-1 (Módulo de Operação de PIG), instalada no dia 23 de Julho de 2012. MOP-1 é uma plataforma offshore fixa e desabitada, destinada a receber e lançar pigs, instalada em uma lâmina d'água de, aproximadamente, 28 metros. Sua estrutura é constituída por um convés e uma jaqueta tronco piramidal, com quatro pernas. A fixação da plataforma no leito marinho é feita através de estacas metálicas cravadas, cuja ligação estrutural com as pernas da jaqueta se dá por meio do concreto depositado no espaço anular entre as pernas e as estacas. A tabela abaixo apresenta os principais dados desta operação:

Tabela 3.1 – Dados da operação de instalação da plataforma de MOP-1

Data da operação	23/07/2012
Hora do início do içamento do convés	12:00
Hora do fim do içamento do convés	14:00
Local de instalação	28 km da costa de Anchieta, ES
Lâmina d'água	28 metros
Peso estático do convés	537,64 toneladas

As figuras abaixo ilustram a carga içada e a operação de içamento:



Figura 3.1 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [1]



Figura 3.2 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [2]



Figura 3.3 – Içamento do convés de MOP-1 pela BGL-1 [3]

Serão usados para comparação os seguintes dados medidos:

- Valor do peso estático do convés, calculado através do controle de peso.
- Valor do peso estático do convés, medido através de pesagem com células de carga.
- Valor da aceleração vertical da extremidade da lança do guindaste, no ponto de içamento, calculada através dos valores medidos para os movimentos de Heave, Roll e Pitch da BGL-1. Tais movimentos são medidos durante toda a operação de içamento através de acelerômetros e giroscópios instalados na BGL-1.

Para as condições ambientais no momento da instalação, serão calculados os espectros de mar incidente, utilizando o modelo de JonSwap adaptado para a bacia de Campos, para 3 condições:

- Estado de mar medido na plataforma P-57, a qual está localizada a 50km da locação.
- Estado de mar segundo a previsão do tempo para a locação.
- Estado de mar “limite” no qual a BGL-1 costuma operar. Esse estado é baseado na experiência da tripulação e corresponde a uma altura de onda de 1.8 metros e um período limite de 11s.

3.1 Controle de peso

O controle de peso do convés foi efetuado através do cálculo da massa e do CG de todas as estruturas e equipamentos que compõem o convés. O cálculo pode ser visto em detalhes no ANEXO I.

. A tabela abaixo apresenta o resultado final da última revisão do controle de peso, antes da operação de içamento (o valor “com contingência” leva em conta as incertezas no peso exato de cada equipamento ou estrutura).

Tabela 3.2 – Valor do peso estático do convés, calculado através do controle de peso

Peso sem contingência	515,33 toneladas
Peso com contingência	534,21 toneladas

3.2 Pesagem

A operação de pesagem é imprescindível antes de qualquer operação de içamento de grande porte, para garantir que a carga içada se encontra dentro do limite do guindaste. Conforme a referência [20], a pesagem do convés de MOP-1 consistiu na instalação de 6 cilindros hidráulicos, sob 6 pontos do convés, equipados com manômetros digitais. Foram efetuadas 4 pesagens ao todo, intercambiando a posição dos cilindros e dos manômetros a cada pesagem. O peso final então é calculado através da média aritmética das 4 pesagens. Outros detalhes do procedimento encontram-se no ANEXO II. A figura abaixo ilustra os pontos de instalação dos cilindros:

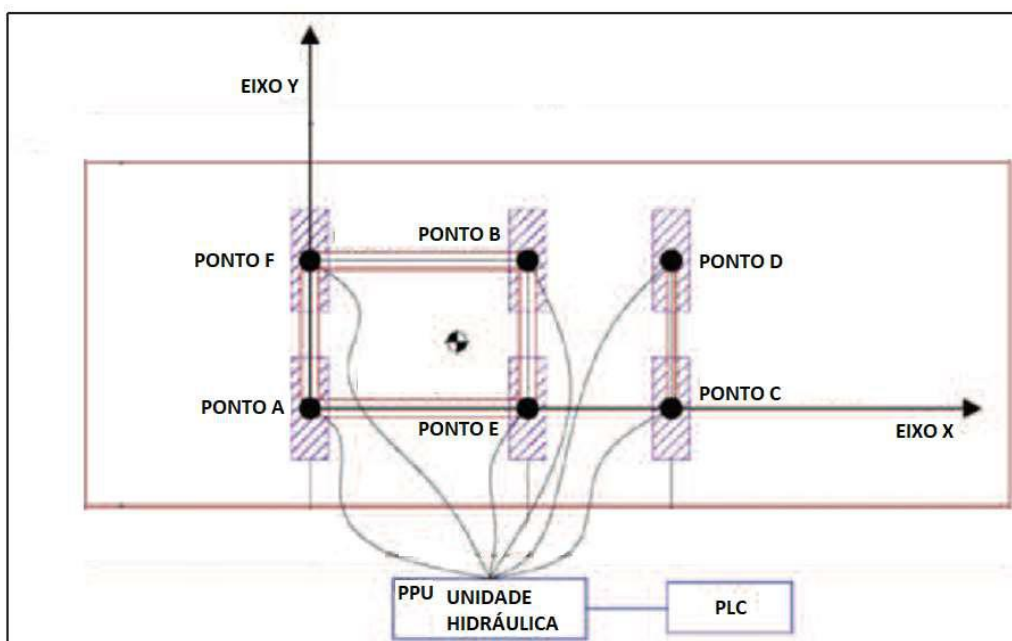


Figura 3.4 – Esquema de pesagem do convés de MOP-1

O valor final encontrado para a pesagem foi de $530,79 \pm 6,85$ toneladas força. A tabela abaixo apresenta o resultado, levando em conta a incerteza de 6,85 toneladas:

Tabela 3.3 – Valor do peso estático do convés, obtido através de procedimento de pesagem

Peso máximo	537,64 toneladas-força
Peso mínimo	523,94 toneladas-força

3.3 Estados de mar incidentes

A tabela abaixo apresenta os valores de Hs e Período para os 3 estados de mar que serão analisados:

Tabela 3.4 – Valor do peso estático do convés, obtido através de procedimento de pesagem

Mar incidente	Hs (metros)	Período (s)
Medido à 50km da locação	1,2	11,9
Segundo previsão do tempo	1.6	10,5
Limite usual de operação da BGL-1	1,8	11

Calculando o espectro pelo modelo de JonSwap para os 3 estados de mar incidentes temos:

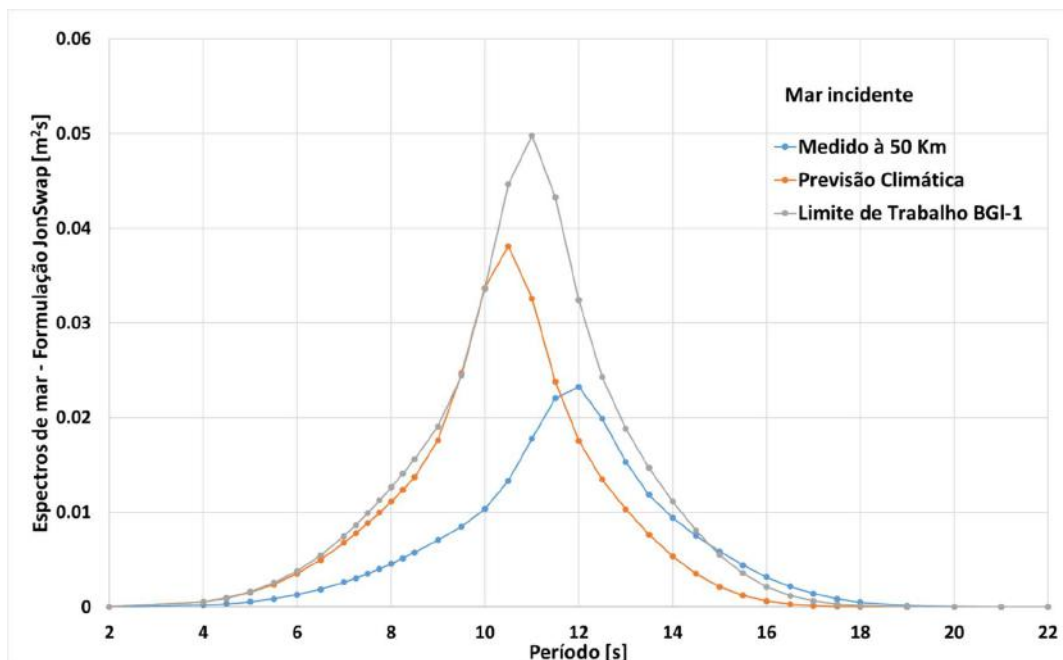


Figura 3.5 – Espectros incidentes

3.4 Medição dos movimentos e acelerações

A barça BGL-1 dispõe de um sistema de medição de movimentos. O sistema consiste em 3 acelerômetros e 3 giróscopios, sendo os acelerômetros responsáveis pela medição das acelerações nas 3 direções e os giroscópios pelas medições das velocidades angulares em 3 sentidos. Tais sensores estão integrados a um software chamado Signal Sentinel (versão 3.1, desenvolvido por “Lynx Tecnologia Eletrônica Ltda”), que trata os sinais de entrada e efetua cálculos baseados na geometria da balsa, de forma a gerar os valores de interesse para o operador. As figuras abaixo apresentam tal sistema instalado na BGL-1:

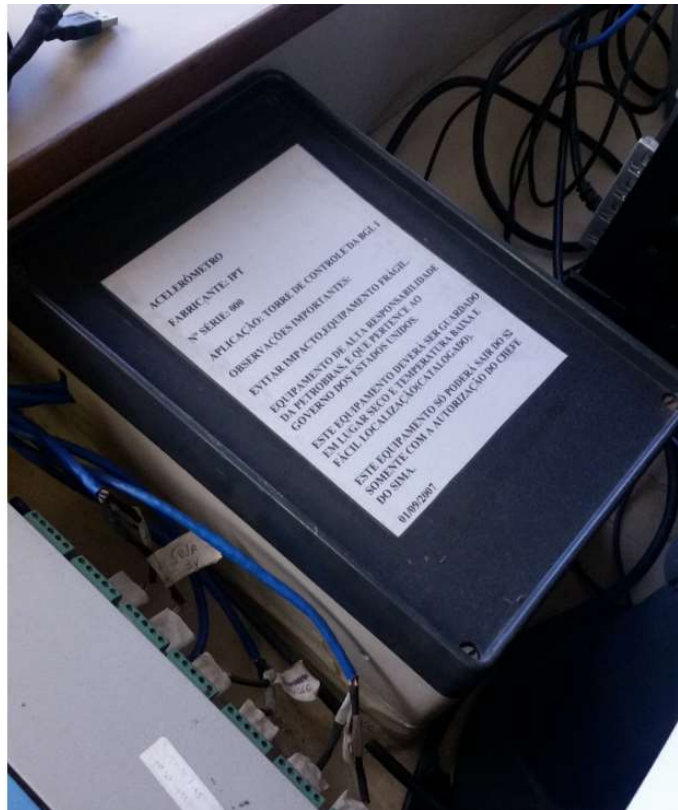


Figura 3.6 – Local de instalação dos acelerômetros e giroscópios na BGL-1

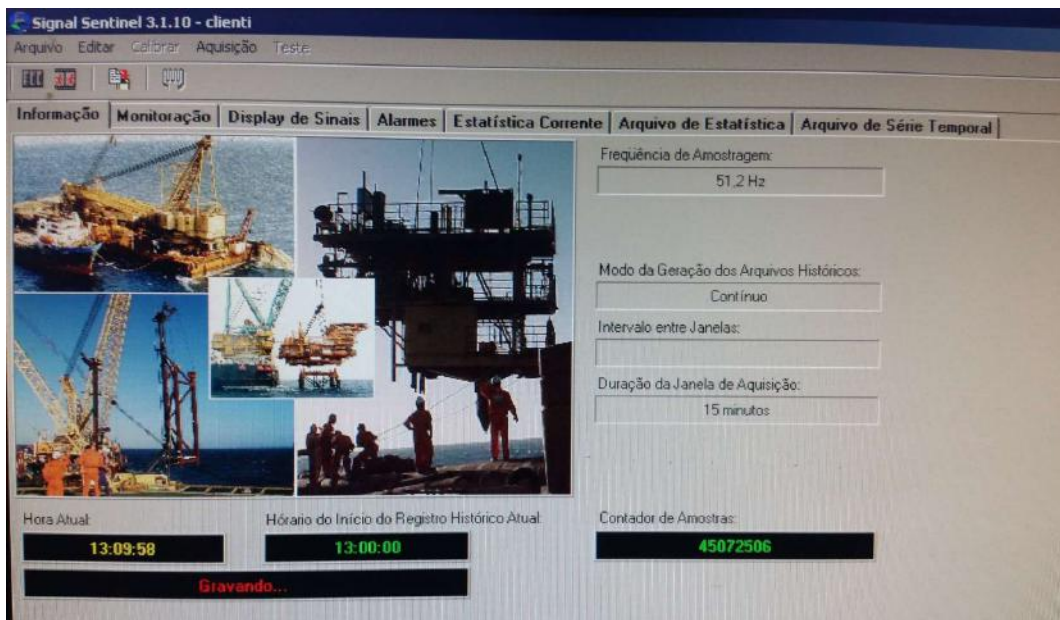


Figura 3.7 – Software *Signal Sentinel* para cálculo dos movimentos da BGL-1, com base no sistema de medição

Conhecendo as coordenadas dos sensores, do centro de gravidade da balsa, e considerando a mesma como um corpo rígido, o software recebe as séries temporais dos sinais medidos e calcula as seguintes variáveis abaixo (o ponto “P” citado na tabela

é qualquer ponto de interesse escolhido pelo usuário, entrando com sua coordenada diretamente no software):

Tabela 3.5 – Variáveis calculadas pelo software Signal Sentinel através da medição dos movimentos da balsa (BGL-1)

Variável	Unidade
Aceleração de Surge da embarcação	m/s ²
Aceleração de Sway da embarcação	m/s ²
Aceleração de Heave da embarcação	m/s ²
Velocidade de Roll da embarcação	Graus/s
Velocidade de Pitch da embarcação	Graus/s
Velocidade de Yaw da embarcação	Graus/s
Roll	Grau
Pitch	Grau
Yaw	Grau
Surge CG da embarcação	Metros
Sway CG da embarcação	Metros
Heave CG da embarcação	Metros
Movimento longitudinal absoluto ponto P	Metros
Movimento transversal absoluto ponto P	Metros
Movimento vertical absoluto ponto P	Metros
Aceleração vertical absoluta ponto P	m/s ²

Após a geração do arquivo de série temporal com os sinais citados acima, resultante do processamento dos dados medidos pelos sensores, é calculada a estatística desses sinais. Para cada sinal são calculados os seguintes dados estatísticos:

- Valor mínimo
- Valor máximo
- Valor médio
- Valor RMS

- Desvio padrão
- Amplitude
- H 1/3
- H 1/10
- Período médio
- Número de ciclos

Na prática, em uma operação real de içamento, define-se o ponto “P” como sendo a extremidade da lança do guindaste, no ponto onde o cabo de içamento está conectado. Para isso basta conhecer o azimuth da lança durante a operação e o raio de içamento, variáveis essas definidas pelo projetista da operação. Assim, o software é capaz de informar em tempo real para a equipe a bordo, o valor dos deslocamentos absolutos do ponto a que a carga içada está conectada, assim como a aceleração a que a carga está sujeita.

Normalmente, a equipe de bordo então posiciona a balsa em um aproamento favorável que permita a operação e inicia o monitoramento dos movimentos, principalmente do deslocamento e da aceleração vertical do ponto P. Após algumas horas, caso os valores se mantenham estáveis e dentro do limite aceitável para a operação, é tomada a decisão de iniciar o içamento. Também é levada em conta a previsão do tempo, de forma que não haja nenhuma expectativa de mudança de condição ambiental por pelo menos 24 horas.

Segundo os registros do diário de bordo da embarcação, a BGL-1 foi aprovada no azimuth 338° (em relação ao Norte Verdadeiro) às 6:00 da manhã do dia da operação, onde iniciou-se o monitoramento das medições de movimento. Após a tomada de decisão pela equipe, o içamento iniciou-se às 12:00, sendo concluído às 14:00. Após isso, a balsa afastou-se da jaqueta. Durante o afastamento, a balsa pode assumir qualquer aproamento, já que o guindaste encontra-se recolhido, portanto os dados a

partir desse momento não representam mais as condições em que o içamento é efetuado.

Nas Figura 3.8 e Figura 3.9 são apresentados os valores de H1/3 (média do terço maior entre os valores medidos para deslocamento vertical da ponta da lança e aceleração da ponta da lança) para o dia da operação, das 6:00 às 14:00 horas, onde o içamento em si ocorreu das 12:00 às 12:40 horas, sendo o período de 12:40 as 14:00 relativo a desconexão das lingadas e transbordo da equipe. Todos valores numéricos e estatísticos para o dia da operação são apresentados no APÊNDICE E.

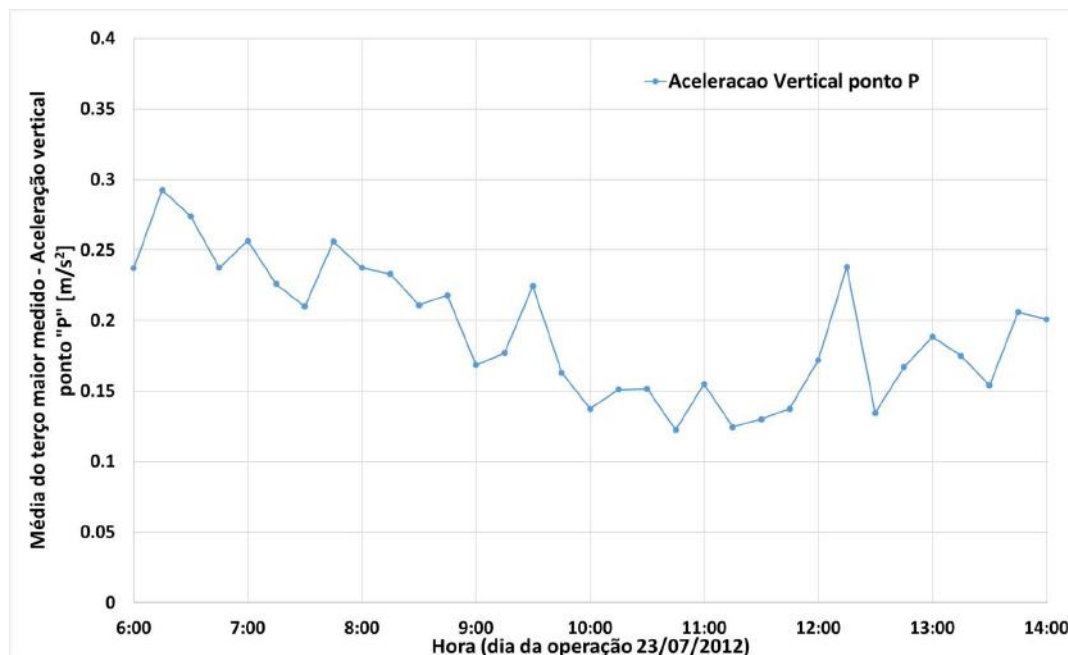


Figura 3.8 – Aceleração vertical do ponto "P", média do terço maior dos valores medidos (extremidade da lança durante içamento)

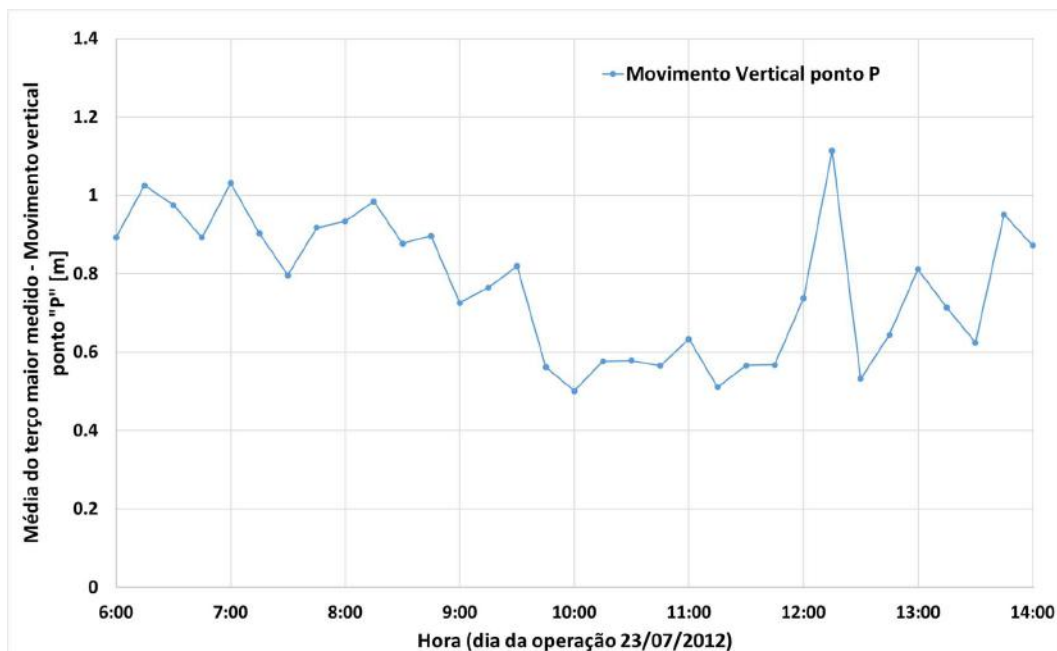


Figura 3.9 – Movimento vertical do ponto "P", média do terço maior dos valores medidos (extremidade da lança durante içamento)

4 ANÁLISE DOS RESULTADOS E MEDIÇÕES

Através dos RAOs calculados no capítulo 2 e dos espectros incidentes citados na seção 3.3, são calculados os espectros de resposta da embarcação. Com os espectros, extraem-se os valores críticos desejados de deslocamento vertical e aceleração vertical. Para os valores medidos, são considerados os valores críticos entre o período de 12:00 e 12:45 horas (período que corresponde ao içamento da carga).

O termo “valor crítico” se refere à variável estatística correspondente a média do 1/1000 avos maior dentre os valores. Para um espectro, tal variável é calculada como sendo:

$$H_{1/1000} = 7,44 \cdot \sqrt{m_{0,Z}} \quad (\text{para a variável altura do deslocamento vertical}) \quad (4.1)$$

Onde $m_{0,Z}$ é o momento de ordem zero, sendo igual a área sob o espectro de resposta de deslocamento vertical.

$$a_{1/1000} = 3,72 \cdot \sqrt{m_{0,a}} \quad (\text{para a variável aceleração vertical}) \quad (4.2)$$

Onde $m_{0,a}$ é o momento de ordem zero, sendo igual a área sob o espectro de resposta de aceleração.

Tais valores são oriundos da consideração de uma exposição por 3 horas a um dado mar incidente, com período em torno de 10 segundos, o que seria equivalente a aproximadamente 1000 ciclos.

A tabela abaixo apresenta os valores críticos de movimento e aceleração vertical do ponto de interesse “P” (extremidade da lança do guindaste). Os espectros de resposta para os casos citados, assim como seus momentos estatísticos, são apresentados no APÊNDICE D.

Tabela 4.1 – Comparação entre valores críticos calculados e medidos

	Aproamentos	Deslocamento vertical ponto “P” [m]	Aceleração vertical ponto “P” [m/s ²]	Aceleração vertical ponto “P” [%]
Calculado, considerando mar incidente medido à 50km da locação. Tp = 11,9 segundos Hs = 1,2 metros	0	0.537	0.091	0.92 %
	20	0.437	0.082	0.83 %
	40	0.705	0.135	1.38 %
	140	0.969	0.149	1.52 %
	160	0.600	0.089	0.91 %
	180	0.475	0.072	0.73 %
	200	0.531	0.088	0.90 %
	220	0.950	0.167	1.71 %
	320	1.214	0.198	2.01 %
	340	0.759	0.124	1.26 %
Calculado, considerando mar incidente segundo previsão do tempo. Tp = 10,5 segundos Hs = 1,6 metros	0	0.649	0.128	1.31 %
	20	0.597	0.127	1.29 %
	40	1.069	0.214	2.18 %
	140	1.106	0.188	1.92 %
	160	0.634	0.109	1.11 %
	180	0.541	0.096	0.98 %
	200	0.717	0.131	1.34 %
	220	1.389	0.256	2.61 %
	320	1.515	0.269	2.74 %
	340	0.907	0.168	1.71 %
Calculado, considerando mar incidente limite para operação da BGL-1. Tp = 11 segundos Hs = 1,8 metros	0	0.763	0.142	1.45 %
	20	0.658	0.134	1.37 %
	40	1.175	0.230	2.35 %
	140	1.386	0.227	2.31 %
	160	0.799	0.129	1.32 %
	180	0.652	0.109	1.11 %
	200	0.820	0.145	1.48 %
	220	1.573	0.284	2.89 %
	320	1.831	0.314	3.20 %
	340	1.094	0.192	1.96 %
Medido – Entre 12:00 e 12:45	-	1,407	0,331	3,37 %

Analisando os resultados acima, pode-se inferir as seguintes conclusões:

- Os movimentos da embarcação são diretamente dependentes do aproamento. Quanto mais o aproamento se distancia do aproamento ideal (0° ou 180°), maior é a amplificação dos movimentos. Isso também pode ser verificado nas figuras 2.7, 2.8 e 2.9, onde o aproamento de través é o mais crítico para o caso de uma barça.
- Os 3 estados de mar incidente analisados são relativamente diferentes, principalmente na magnitude da altura de onda significativa, sendo o estado de mar “limite de operação” o que gerou resultados mais próximos ao valor medido, nos aproamentos mais críticos. Deve-se levar em consideração entretanto que nenhum desses estados de mar representa realmente o estado que estaria atuando na embarcação no momento da operação, sendo que em alguns casos reais, podem ocorrer ainda mais de uma direção de onda em simultâneo. Assim, é importante ressaltar que tais resultados não tem por objetivo validar o modelo desenvolvido para embarcação (tal validação já foi comprovada através da referência [17]), mas sim fornecer os valores críticos durante uma operação real de içamento.

Através dos valores críticos para a aceleração vertical da ponta da lança, pode-se então comparar a amplificação dinâmica calculada, medida e a recomendada por norma. Como o objetivo desse trabalho é verificar se a amplificação dinâmica indicada por norma é superestimada, será considerada a maior aceleração vertical calculada na Tabela 4.1, de forma conservadora. Será também tomado por base o peso da carga içada oriundo da pesagem efetuada antes do içamento. A figura abaixo apresenta de forma gráfica os valores da carga dinâmica e estática para o içamento:

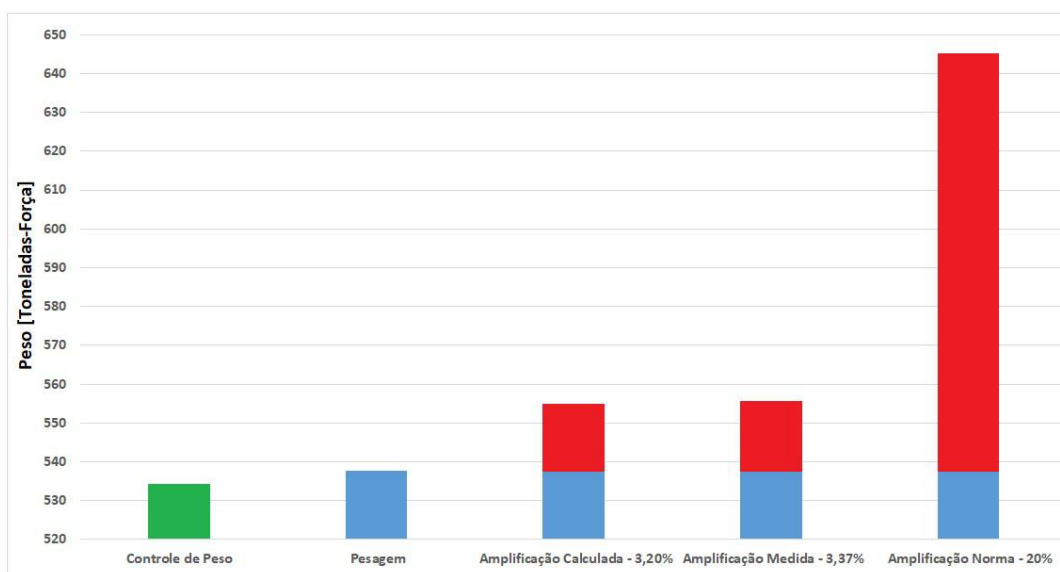


Figura 4.1 – Comparação entre o peso estático e as amplificações dinâmicas

Analisando a Figura 4.1, verifica-se uma grande diferença entre a amplificação dinâmica recomendada por norma (20%) e as amplificações medida e calculada (3,37% e 3,20% respectivamente). Tais valores são apresentados na tabela abaixo:

Tabela 4.2 – Valores de peso estático e dinâmico

Valores	Peso [Toneladas-Força]
Valor do Peso estático da carga, medido através do controle de peso	534,21
Valor do Peso estático da carga, medido através de pesagem	537,64
Valor do Peso considerando amplificação dinâmica calculada máxima (3,20%)	554,84
Valor do Peso considerando amplificação dinâmica medida (3,37%)	555,76
Valor do Peso considerando amplificação dinâmica recomendada por norma (20%)	645,17

5 CONCLUSÃO

De acordo com os resultados apresentados no capítulo 4, pode-se concluir que o valor recomendado por norma para a amplificação dinâmica da carga atuante no guindaste trata-se de um valor superestimado, quando comparado aos valores medidos e calculados para a operação de içamento em questão (barcaça içando uma carga não submersa, próxima ao aproamento ideal e em condições de tempo favoráveis).

Para as operações de descomissionamento, foco deste trabalho, poderia-se então definir um valor intermediário para a amplificação dinâmica, de forma garantir a segurança da operação e ao mesmo tempo diminuir os custos oriundos do fator superestimado recomendado por norma. É interessante entretanto que a barcaça a ser usada possua um sistema de medição de movimentos instalado, assim como a BGL-1 citada neste trabalho, de forma que os valores dos movimentos sejam acompanhados em tempo real, garantindo ao operador que os movimentos estão dentro de uma faixa que permitam o uso de um fator de amplificação dinâmica intermediário.

Um valor razoável para uma primeira proposta, para o caso da BGL-1, seria de 10% para a amplificação dinâmica. Esse fator ainda é cerca de 3 vezes maior que o medido e o calculado, o que leva a uma margem considerável de segurança. Como o fator recomendado por norma é de 20%, o uso de um fator de 10% geraria um ganho de 10% no peso da carga a ser içada. Um exemplo do impacto que este ganho pode gerar em uma operação é a própria instalação de MOP-1 citada neste trabalho. A instalação do convés de MOP-1 foi dividida em 2 etapas, pois o convés ultrapassou o peso máximo definido, sendo necessário separar o heliponto em um segundo içamento. Caso fosse possível aumentar o peso do convés em 10%, a operação poderia ter sido feita em um único içamento, gerando ganho de mais de 12 dias de operação, já que foi necessário aguardar nova condição de tempo para realizar o segundo içamento. A figura abaixo ilustra tal recomendação para o caso da BGL-1.

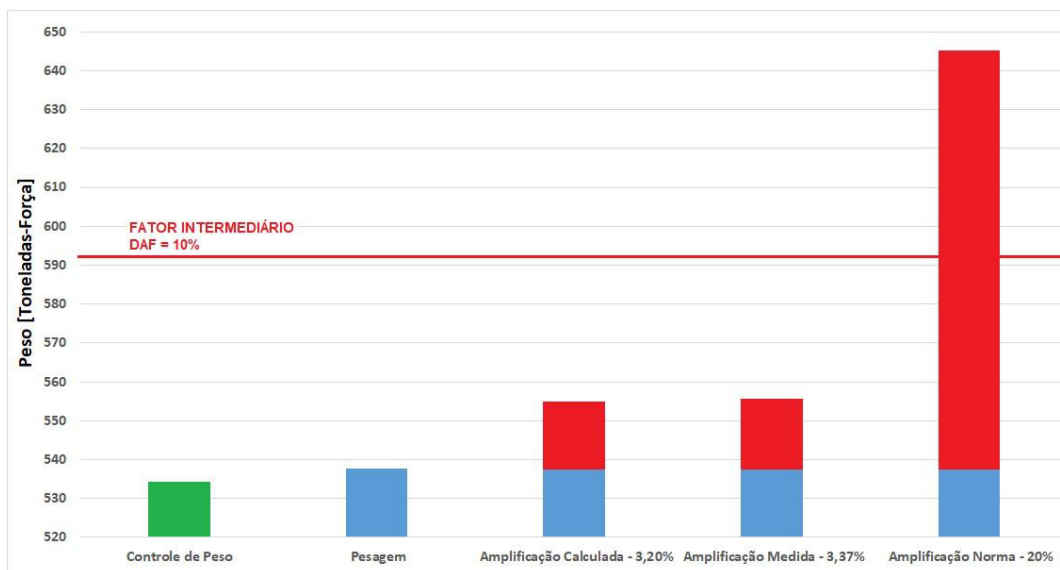


Figura 5.1 – Comparação entre o peso estático, amplificações dinâmicas e valor recomendado.

Para o caso de uma embarcação qualquer, poderia-se seguir a mesma metodologia aqui apresentada, calculando os movimentos da embarcação, preferencialmente após validar o modelo e os RAOs através de ensaios experimentais, e comparando os valores calculados com os valores medidos por instrumentos instalados na embarcação. Um novo fator de amplificação dinâmica seria então definido baseado na comparação entre o valor calculado, medido e o recomendado por norma.

É importante ressaltar que a norma prevê o uso de fatores de amplificação menores, desde que o projetista apresente os cálculos que subsidiem tal fator, assim como os cálculos apresentados nesse trabalho, não fazendo com que esse trabalho vá contra uma recomendação de norma.

O fator de amplificação dinâmica recomendado por norma possui grande utilidade, pois permite ao projetista utilizá-lo em qualquer tipo de içamento não submerso, independente da embarcação e da condição da operação. Entretanto, para operações mais específicas, é mais vantajoso calcular tal fator, de forma a reduzir os custos da operação, como é o caso das operações de descomissionamento, que como apresentado na seção 1.1, possuem uma imensa demanda nas próximas décadas, não apenas no Brasil mas em todo o mundo.

6 REFERÊNCIAS

- [1] DNVGL-ST-N001, Marine operations and marine warranty, 2016.
- [2] The UK Oil and Gas Industry Association Limited, Decommissioning Insight 2017, 2017.
- [3] Heidi Vella, Decommissioning Oil & Gas in the Gulf of Mexico, 2016.
- [4] John, F., "On the Motion of Floating Bodies, II," *Comm. Pure and Applied Math*, 1950.
- [5] Faltinsen, O.M., Michelsen, F.C., "Motions of Large Structures in Waves at Zero Froude Number," *Proc. Int. Symp. on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves, Univ. College, London*, 1974.
- [6] Hogben, N., Miller, B.L., Searle, J.W., Ward, G., "Estimation of Fluid Loading on Offshore Structure," *Proc. Int. Civil Eng.*, 1977.
- [7] Zienkiewicz, O. C., Lewis, R. W., Stagg, K.G., "Numerical Methods in Offshore Engineering," *Wiley Interscience*, 1978.
- [8] Brebbia, C.A., Walker, S., "Dynamic Analysis of Offshore Structures," *Newnes Butterworths*, 1979.
- [9] Vasconcelos, José Marcio do Amaral, "Verticalização Dinâmica de Jaquetas: Análise no Domínio da Frequência," *Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.*, 1985.
- [10] Yamashita, S., Motions of Box - Shaped Floating Structures in Regular Waves, IHI Engineering Review, 1981.
- [11] Eduardo Humberto Ibáñez González, "Movimento de Jogo de Barcaças Influência de Efeitos Viscosos," *Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.*, 1991.
- [12] Y. Himeno, Prediction of Ship Roll Damping - State of the Art, Report no 239: Department of Naval Architecture And Marine Engineering. The University of Michigan, September 1981..

- [13] Marcelo Brack, "Não Linearidades no Movimento de Jogo de Barcas Off-Shore," *Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil*, 1992.
- [14] Rafaella Cristina Almeida de Carvalho, "Influência do Estado de Mar no Coeficiente de Amortecimento," *Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil*, 2011.
- [15] Mohammad Hajjarab, "Roll Damping Prediction of a Free Floating Barge," *Tese de D.Sc., Newcastle University, Newcastle upon Tyne, Reino Unido*, 2013.
- [16] Downie, M.J., Graham J.M.R., Bearman, P.W., The effect of vortex shedding on the roll damping of rectangular barge, Fluid Loading Report No. F.L.42, Department of Aeronautics, Imperial College London, 1987.
- [17] Oceânica Offshore, Relatório Técnico RT-025-03-001 - Análise dos RAOs Numéricos e Experimentais da BGL 1, 2007.
- [18] WAMIT®, User Manual, Versions 7.2, Wamit, Inc., 2016.
- [19] Oceânica Offshore, Relatório Técnico RT-025-02-001 - Cálculo dos Momentos e inércia da BGL, 2007.
- [20] Petrobras, Megatranez Transports and Heavylifts, Relatório de Pesagem do Convés da Plataforma de MOP-1 - RL-3603.0G-1312-140-OMD-002, Rio de Janeiro, 2012.
- [21] CIMAFA, Manual Técnico de Cabos de Aço, Osasco, São Paulo, 2009.
- [22] Rao, S. S., Vibrações Mecânicas, 4a edição, São Paulo, 2008.
- [23] Sphaier S.H., Hidrodinâmica IVb. Apostila Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/ UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2008b.
- [24] Petrobras, Relatório de Controle de Peso da Plataforma de MOP-1 - RL-3603.0G-1312-140-OMD-001, Rio de Janeiro, 2012.
- [25] GL Noble Denton Report 0027/ND, Guidelines for Marine Lifting & Lowering Operations, 2015.
- [26] Oceânica Offshore, Nota Técnica NT-025-03-002 - Estimativa de inércias de Rotação da BGL, 2007.

- [27] Downie, M.J., Jillians, W., Graham J.M.R., Theoretical prediction of the viscous damping and response of three-dimensional floating structures, EPSRC Grant Reference GR/J23631 (Newcastle), Newcastle University, UK, 1996.
- [28] Faltinsen, O.M, Sea Loads on Ships and Offshore Structures, Cambridge Press, 1990.
- [29] Sphaier, S.H., Hidrodinâmica IVa – Aspectos Probabilísticos Relativos e Ações Ambientais. Apostila Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/ UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2008a..
- [30] Chakrabarti, S.K., Hydrodynamics of Offshore Structure, 5. ed. Southampton, WIT Press,, 1987.
- [31] Newman, J. N., Marine hydrodynamics, Cambridge: The MIT Press, 1977.
- [32] Pinkster, J. A., Low Frequency Second Order Wave Forces on Vessels Moored at Sea, Proc. 11th Symp. of Naval Hydodynamics, 1976.
- [33] Graham, J.M.R., Sherwin, S.J., Kendon, T.E., Downie M.J., The prediction of the viscous damping of large floating bodies in waves, 20th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Spitzbergen., 2005.
- [34] ISO 19901-6:2009, Petroleum and natural gas industries - Specific requirements for offshore structures - Part 6: Marine operations, 2009.
- [35] Noble Denton , ND0027 - Guidelines for Marine Lifting & Lowering Operations, rev. 11, 2015.
- [36] London Offshore Consultants Limited - LOC, Guidelines for Marine Operations, 2003.
- [37] Det Norske Veritas AS, DNV-OS-H205 - Lifting Operations (VMO Standard - Part 2-5), 2014.
- [38] Roveri, F.E., Machado, R.D., Stock, P.F.K., Cerqueira, M.B., "The Utilization of the Pendulous Motion for Deployment Subsea Hardware in Ultra-Deep Water," *DOT*, 2005.

APÊNDICE A

Este apêndice apresenta os cálculos relativos ao modelo massa-mola-amortecedor, elaborado para representar o arranjo de içamento, a carga içada e o guindaste da embarcação.

A Figura 2.3 apresenta um arranjo típico de içamento utilizado em conveses de plataformas. Para o caso de uma carga içada, sujeita ao movimento vertical do guindaste, oriundo dos movimentos da embarcação, pode-se considerar o sistema como uma caso de vibração excitada harmonicamente com 1 grau de liberdade, já que durante a operação de içamento, o período médio de onda é praticamente constante. A figura abaixo ilustra tal modelo:

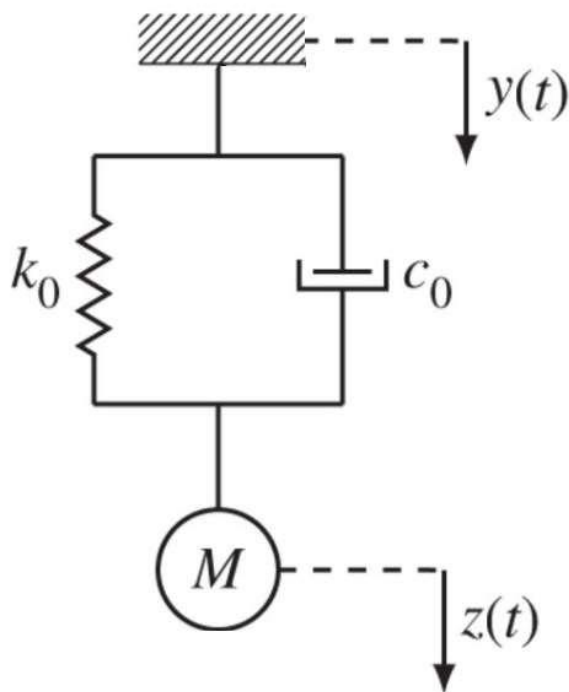


Figura A.1 – Modelo de vibração excitada harmonicamente

onde $y(t)$ é o movimento vertical da extremidade do guindaste, que excita o sistema, $z(t)$ é o movimento da massa (carga içada), k_0 é a constante elástica resultante do sistema e c_0 é o amortecimento resultante.

Para calcular a constante elástica resultante, as manilhas, olhais e bloco do guindaste são considerados como equipamentos rígidos (constante elástica infinita). Já para os cabos de aço, sua constante elástica é calculada com base no material do cabo

(módulo de elasticidade), diâmetro, comprimento e construção. A fórmula abaixo, já simplificada, apresenta o cálculo da constante elástica de um cabo de aço:

$$k = \frac{E \cdot A}{L} \quad (\text{A.1})$$

onde E é o módulo de elasticidade do cabo, A é a área efetiva da seção transversal do cabo e L é o comprimento. Para calcular a área efetiva, é necessário o diâmetro nominal do cabo e um fator de correção, oriundo do método de construção do cabo, conforme a fórmula abaixo:

$$A = F \cdot d^2 \quad (\text{A.2})$$

onde F é o fator de área e d é o diâmetro nominal do cabo. A figura abaixo, extraída da referência [21], apresenta os valores do fator de área e do módulo de elasticidade para os principais tipos de cabo de aço:

Construção do cabo de aço ou cordoalha	Fator "F"
8X19 Seale, 8x25 Filler	0,359
DELTA FILLER / MinePac	0,374
6x7	0,395
6x19 M	0,396
6x31/ 6x36 / 6x41 Warrington Seale, 6x41 Filler	0,410
6x19 Seale	0,416
6x25 Filler	0,418
18x7 Resistente à Rotação	0,426
Cordoalha 7 Fios	0,589
Cordoalha 37 Fios	0,595
Cordoalha 19 Fios	0,600

Observações:

- Para cabos de 6 pernas com AACI adicionar 15% à área metálica; com AA adicionar 20% e para cabos de 8 pernas com AACI adicionar 20% à sua área metálica.
- De uma maneira geral pode-se estimar em 0,25% a 0,50% a deformação elástica de um cabo de aço, quando o mesmo for submetido a uma tensão correspondente a 1/5 de sua carga de ruptura, dependendo de sua construção.

Nota:

- A deformação elástica é proporcional à carga aplicada desde que a mesma não ultrapasse o valor do limite elástico do cabo. Esse limite para cabos de aço usuais é de aproximadamente 55% a 60% da carga de ruptura mínima do mesmo.

Módulos de elasticidade de cabos de aço: o módulo de elasticidade de um cabo de aço aumenta durante a vida do mesmo em serviço, dependendo de sua construção e condições sob as quais é operado, como intensidade das cargas aplicadas, cargas constantes ou variáveis, flexões e vibrações às quais o mesmo é submetido.

O módulo de elasticidade é menor nos cabos novos ou sem uso, sendo que para cabos usados ou novos pré-esticados, o módulo de elasticidade aumenta aproximadamente 20%.

Damos em seguida os módulos de elasticidade aproximados de construções usuais de cabos de aços novos:

	Classe	E (Kgt/mm²)	
Cabos de aço alma de fibra	6 x 7	9.000	a 10.000
	6 x 19	8.500	a 9.500
	6 x 36	7.500	a 8.500
Cabos de aço alma de aço	8 x 19	6.500	a 7.500
	6 x 7	10.500	a 11.500
	6 x 19	10.000	a 11.000
	6 x 36	9.500	a 10.500
Cordoalhas	7 fios	14.500	a 15.500
	19 fios	13.000	a 14.000
	37 fios	12.000	a 13.000

Figura A.2 – Valores do fator de área e módulo de elasticidade (Extraído de [21])

Será usado como referência o arranjo de içamento utilizado em MOP-1 para o cálculo da constante elástica. O arranjo é composto por 4 cabos de 6 polegadas de

diâmetro nominal e 9,1 metros de comprimento cada, conectados ao bloco de içamento da embarcação, sendo os 4 cabos do tipo 6x36 e com alma de aço independente.

O cabo entre o bloco de içamento e o guindaste possui diâmetro nominal de 85,7 mm. Seu comprimento é a distância entre o bloco e a extremidade da lança, o qual corresponde a aproximadamente 30 metros. Tal cabo entretanto passa por 10 polias localizadas no bloco de içamento, o que corresponde a 20 trechos de cabo entre o bloco e a lança do guindaste. Esse elevado número de voltas no cabo tem como função gerar uma ganho mecânico, fazendo com que o guincho do guindaste não necessite de uma capacidade muito grande e também para que o cabo possua um diâmetro menor.

As tabelas abaixo apresentam o cálculo das constantes elásticas para cada cabo e para a resultante do sistema

Tabela A.1 – Constante elástica dos cabos

	Diâmetro (mm)	Fator de área	Área (mm ²)	Módulo de elasticidade (kgf/mm ²)	Comprimento (m)	Constante elástica (kgf/m)
Cabo de içamento	152,4	0,41	10950,95	9500	9,1	11432306,1
Cabo do guindaste	85,7	0,41	3262,93	9500	30	1096593,56

Tabela A.2 – Constante elástica do sistema

	Constante elástica resultante (kgf/m)
Arranjo dos cabos de içamento (4 cabos em paralelo)	45729224,4
Cabo do guindaste (20 trechos em paralelo)	21931871,2
Sistema completo (arranjo de içamento em série com cabo do guindaste)	14822808,45

Com o valor da constante elástica do sistema, pode-se calcular então os valores de frequência natural, transmissibilidade de força e coeficiente de amplitude que caracterizam o sistema. O amortecimento será desconsiderado. Conforme [22] tem-se:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{M}} \quad (\text{A.3})$$

onde ω_n é a frequência natural e M é a massa do sistema.

$$\frac{Z}{Y} = \left(\frac{1+(2\zeta r)^2}{(1-r^2)^2+(2\zeta r)^2} \right)^{1/2} \quad (\text{A.4})$$

onde $\frac{Z}{Y}$ é a razão entre a amplitude de resposta e a do movimento excitante, denominada de transmissibilidade de deslocamento ou coeficiente de amplitude, r é a razão de frequências e ζ é o coeficiente de amortecimento.

$$\frac{F_{MAX}}{K \cdot Y} = r^2 \left(\frac{1 + (2\zeta r)^2}{(1 - r^2)^2 + (2\zeta r)^2} \right)^{1/2} \quad (A.5)$$

onde $\frac{F_{MAX}}{K \cdot Y}$ é conhecido como “transmissibilidade de força”.

Para a razão de frequências, foi considerado um período de excitação de 10s, valor próximo ao medido para o dia da operação. Substituindo os valores, tem-se os resultados da tabela abaixo:

Tabela A.3 – Valores de transmissibilidade de força e deslocamento do sistema

	Frequencia natural (rad/s)	Coeficiente de amplitude	Transmissibilidade de força
Valores do sistema	16.45	1.001461794	0.001461794

Com base nos valores encontrados, pode-se afirmar que para um arranjo de içamento típico com cabos de aço, para içamento de conveses, a transmissibilidade de força é muito pequena, assim o sistema pode ser considerado como rígido quanto ao deslocamento vertical relativo entre a massa e a lança do guidaste. O período natural encontrado é de 0,38 segundos, que é bastante distante dos valores típicos para um estado de mar durante uma operação de içamento.

APÊNDICE B

Este apêndice apresenta o cálculo efetuado para a obtenção da massa e dos momentos de inércia da BGL-1. Tomou-se por base os valores de acordo com referência [19], onde a estimativa de inércia da BGL-1, foi realizada baseada no programa SSTAB, versão 3.11.13 de propriedade da PETROBRAS. A figura abaixo ilustra o modelo 3D utilizado.

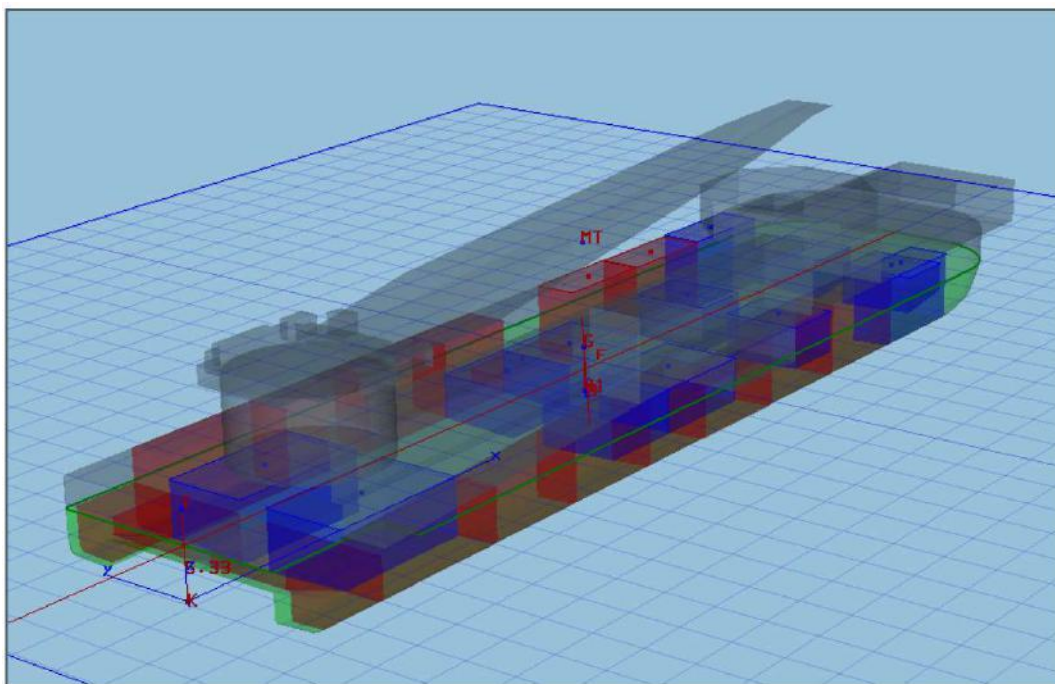


Figura B.1 – Modelo da BGL-1 no SSTAB (Extraído de [19])

As tabelas B.1, B.2 e B.3 apresentam os resultados obtidos:

Tabela B.1 – Inércia dos itens de volume - BGI-1 (Extraído de [19])

	Peso	Xcg	Ycg	Zcg	Ixx (tr)	Iyy (tr)	Izz (tr)
Casco_v2	4650	64,6	3,1	5	73362,3	219712,1	233570,6
B 5A	454,3	76,2	12,9	4,5	79281,1	150814,6	221573,6
B 4A	446,8	88,2	12,9	4,4	78160,6	405495,3	474918,5
B 6A_v2	91,3	64,2	12,8	1,3	18507,0	6795,6	18201,3
FO 10C_v2	717,4	16,6	-6	3,2	39349,0	1252853,1	1265919,4
FO 10B_v2	717,3	16,6	6	3,2	39044,2	1252755,0	1265514,5
FW 4C	314,1	85,8	-6	2,6	18940,8	246130,8	250039,6
FW 4B	314,1	85,8	6	2,6	18808,2	246131,1	249907,4
FW 3E	443,1	100,2	-12,9	4,5	77736,4	784361,8	853785,2
FW 3A	443,1	100,2	12,9	4,5	77334,0	784346,3	853370,6
FW 6B_v2	523	64,2	6,3	2,6	33288,3	31108,8	39355,1
FW 6C_v2	523	64,2	-6,3	2,6	33520,3	31108,8	39587,1
IW 7B_v2	418	53,4	6,3	2,6	26612,6	19801,7	26380,7
IW 7C_v2	418	53,4	-6,3	2,6	26798,0	19801,7	26566,1
IW 2D_v2	254,8	109,6	-6	2,6	15357,6	679725,4	682777,0
IW 2B_v2	254,8	109,6	6	2,6	15285,5	679769,3	682679,0
heliponto	332,8	104,8	5,2	12,5	17160,4	730654,7	731370,8
Csm da rampa	563,4	22	-12	9,8	84271,6	741551,9	820014,5
Csm de soldagem	146	84,6	-12	11	22844,1	103680,7	123007,8
Csm dos compressores	253,9	97,4	-10,5	12,8	35139,1	397037,3	418070,5
Csm de transferência	351,7	116,8	-9	11,5	34143,5	1212919,2	1235973,6
Csm dos tensionadores	298,6	62,3	-12,9	11,5	54532,8	9706,2	54824,1
Guindaste	2400	10,2	0,7	17,5	239608,8	5765530,8	5527965,3
Lanca	485	58	-4,1	18	61354,4	53192,5	8204,0

Tabela B.2 – Inércia dos itens de peso - BGI-1 (Extraído de [19])

	Peso	Xcg	Ycg	Zcg	Ixx (tr)	Iyy (tr)	Izz (tr)
Provisions	46,0	98,5	6,0	6,5	1695,1	74725,5	76323,1
Stores	15,0	110,0	6,0	9,7	607,5	40306,1	40772,3
Crew and effects	17,0	70,0	0,0	6,0	39,8	2403,5	2363,7
LOT	14,0	50,0	0,0	6,0	32,8	976,1	943,3
Other Tanks	35,0	55,0	0,0	1,0	1492,2	1852,5	360,3
Material de Pintura	20,0	67,2	-4,4	10,5	566,8	1775,5	1989,3
Tubulação	170,0	78,7	-11,0	9,7	21407,4	72015,9	91879,9
Estaleiro de Tubos	170,0	88,2	-11,0	9,6	21329,7	153709,6	173651,3
Laundrysump,s	6,5	91,8	-9,0	0,6	838,6	7647,2	7858,7
Lostorage,s	20,8	47,4	-7,2	6,8	1088,7	2431,5	3499,7
Separoil,s	4,5	46,2	-9,4	0,6	610,2	861,6	1041,3
Loildrain,s	5,6	31,8	-4,2	0,4	384,1	4197,0	4012,1
FOService,p	15,9	23,4	9,2	6,8	1360,5	19299,2	20643,8
FOService,s	15,9	23,4	-9,2	6,8	1370,8	19299,2	20654,2
Unidade Pot, Tension,	98,3	64,3	-8,6	11,0	8467,0	4807,7	10906,7
Rampa de alimentação	124,2	91,8	-4,0	11,0	3500,6	141725,5	142234,3
Torre de controle	23,0	84,6	-10,5	16,0	4194,5	17706,5	18600,5
Compressor 1	4,0	94,8	-13,0	14,5	872,2	5558,9	6042,4
Compressor 2	4,0	100,3	-13,0	14,5	872,2	7264,3	7747,8
Compressores 3 e 4	3,0	105,0	-13,0	14,5	654,1	6702,9	7065,5
Outros compressores	1,0	99,9	-13,0	14,5	218,0	1784,3	1905,1
Tensionador 1	150,0	51,5	-12,9	10,8	26633,9	8355,0	31780,0
Tensionador 2	150,0	63,4	-12,9	10,8	26633,9	5694,1	29119,1
Engate do Stinger	50,0	-0,5	-13,2	8,0	8746,3	172345,3	181069,4
Unidade de Mergulho	30,0	5,0	9,0	12,5	3161,7	85675,4	87354,8
Descanso do Clyde	20,0	5,8	0,0	12,0	399,7	55332,7	54933,0
Praca dos geradores	30,0	31,0	-6,1	3,3	1666,7	22811,0	23404,5
Praca de bombas	2,0	36,5	6,0	3,3	107,6	980,9	1016,9
Ar Condicionado Boreste	5,0	73,8	-6,1	3,3	277,8	1297,1	1396,0
Ar Condicionado Bombordo	2,0	73,8	6,1	3,3	110,3	518,9	557,6
Oficina Mecânica	5,0	41,9	-6,1	6,9	190,4	1327,0	1513,3
Acomodacoes	10,0	77,2	0,0	6,9	4,1	3595,7	3591,6
Guinchos a Re	5,0	5,1	1,6	3,3	101,5	14202,6	14125,2
Guinchos a Vante	5,0	109,6	0,0	3,3	89,4	13279,5	13190,0

Tabela B.3 – Massa total e Inércias - BGI-1 (Extraído de [19])

Massa (Toneladas)	17204
Inércia Ixx (t.m ²)	2044425.2
Inércia Iyy (t.m ²)	23144415.5
Inércia Izz (t.m ²)	23999678.8

O modelo entretanto considera a lança do guindaste na posição de descanso e não considera a carga içada. Como explicado na seção 2.2.3, os valores de inércia são corrigidos levando em conta a posição da lança durante o içamento e o peso e posição da carga içada, lembrando novamente que a carga em questão já está próxima do limite de capacidade de trabalho do guindaste, ou seja, irá gerar os maiores momentos de

inércia possíveis para este tipo de operação (içamento de convéses de plataformas fixas).

O valor de massa total da barça é considerado constante, pois mesmo com a soma do peso da carga içada, para manter a condição de calado de 5,1 metros, o delastreamento da barça praticamente equivale ao peso da carga içada. Quanto ao CG, o mesmo também foi mantido invariável, devido a pequena influência da carga içada sobre o conjunto.

A tabela abaixo apresenta os valores com tais correções, os quais são usados como dado de entrada no modelo do WAMIT.

Tabela B.4 – Massa total e Inércias corrigidas - BGI-1

Massa (Toneladas)	17092.3
Inércia Ixx (t.m ²)	4442537.66
Inércia Iyy (t.m ²)	26720372.64
Inércia Izz (t.m ²)	26488670.6

APÊNDICE C

Este apêndice apresenta os resultados dos RAOs para os movimentos de *Roll*, *Pitch* e *Heave* da barçaça BGL-1, para os aproamentos citados na seção 2.1.1 e valor de amortecimento viscoso no movimento de *Roll* considerado na seção 2.2.3.

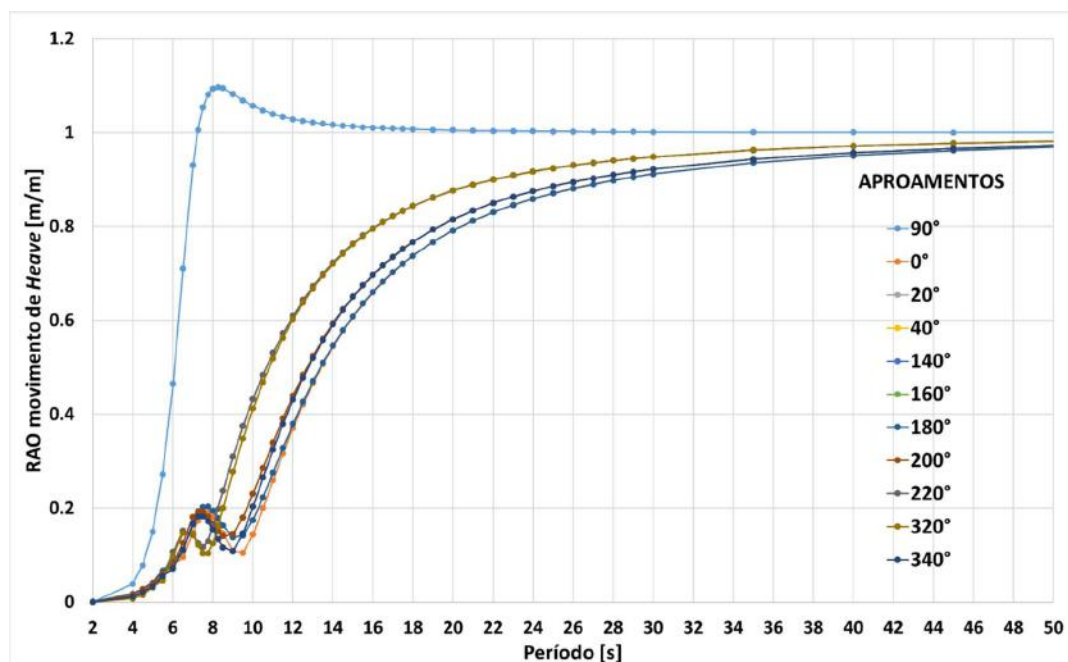


Figura C.1 – RAOs do movimento de *Heave*

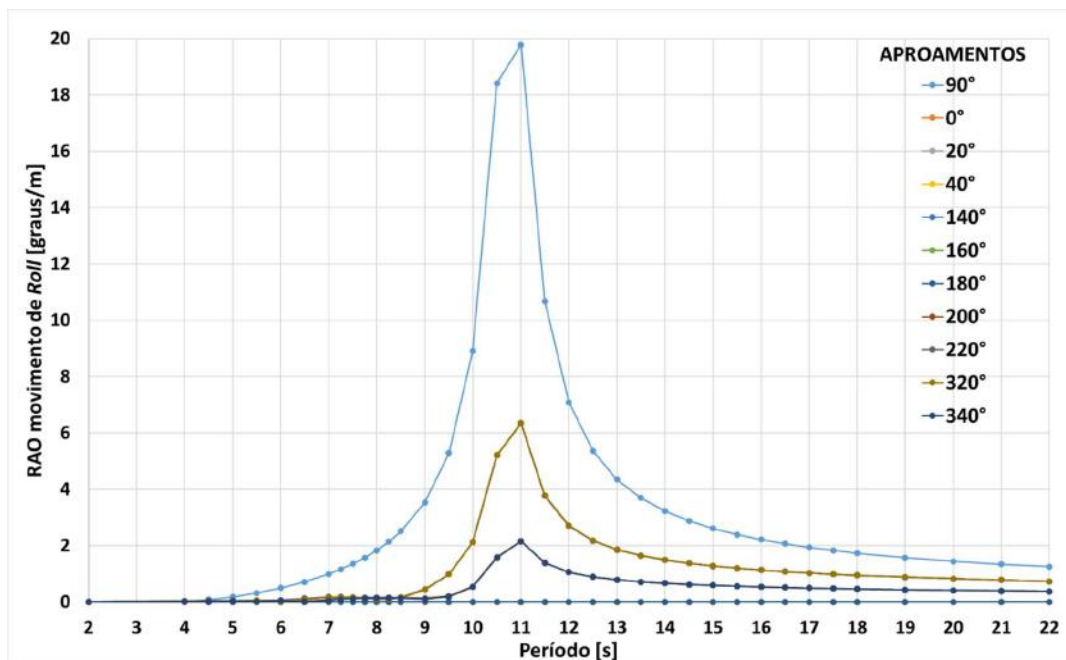


Figura C.2 – RAOs do movimento de *Roll*

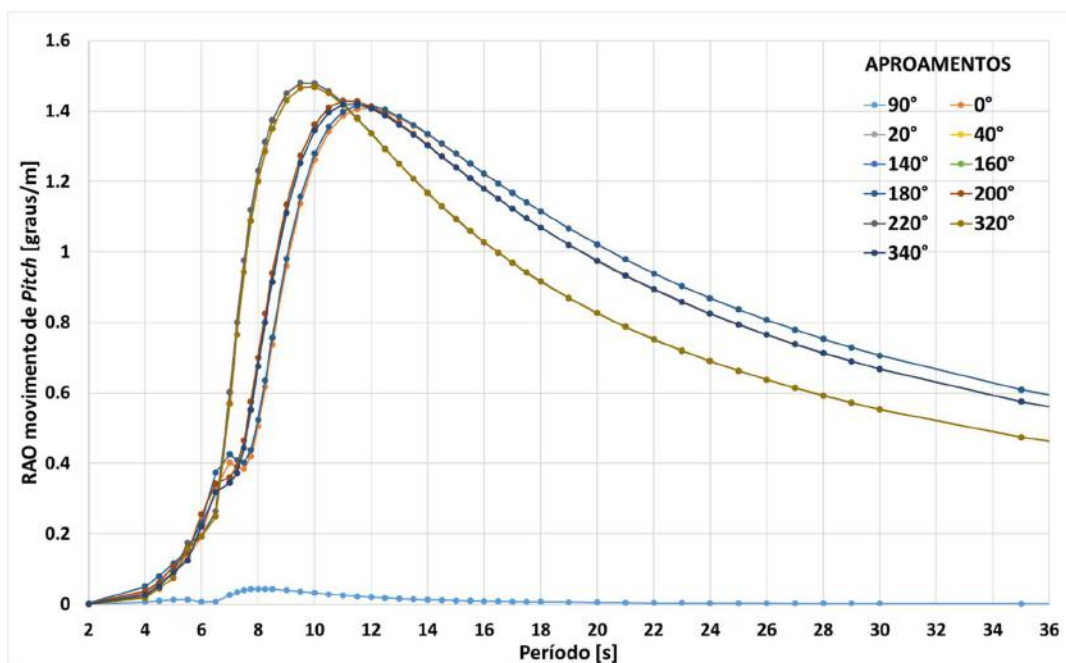


Figura C.3 – RAOs do movimento de *Pitch*

APÊNDICE D

Este apêndice apresenta os espectros de resposta calculados para movimento e aceleração vertical da ponta da lança, para os 3 estados de mar incidentes considerados, os quais produziram só resultados apresentados na Tabela 4.1. Os valores dos momentos estatísticos calculados para cada espectro são apresentados na Tabela D.1.

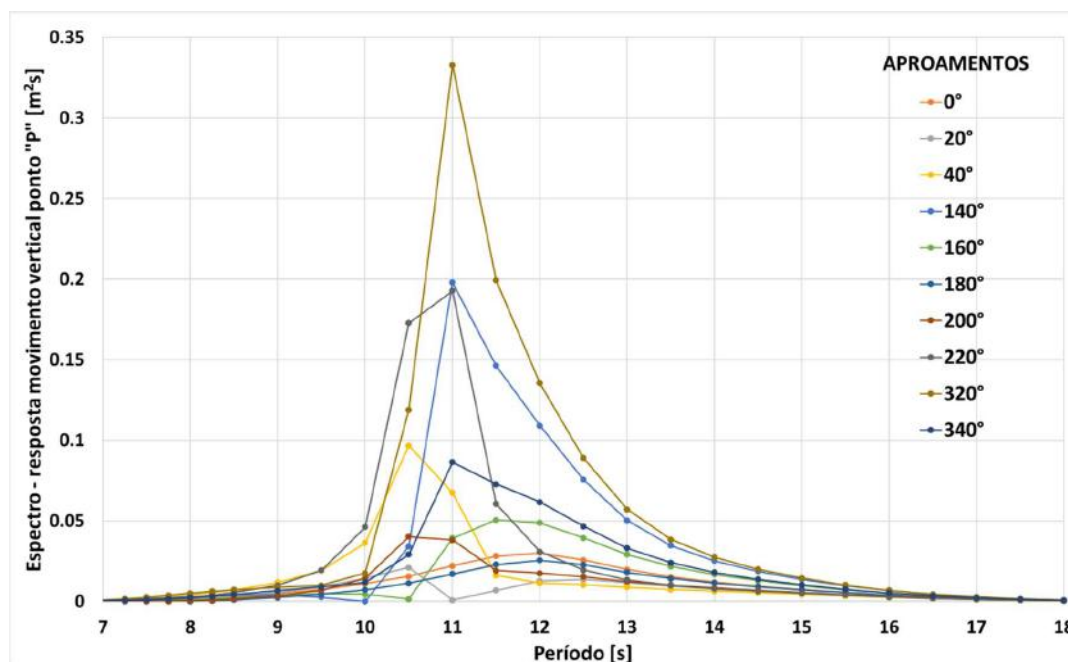


Figura D.1 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente medido à 50km da locação

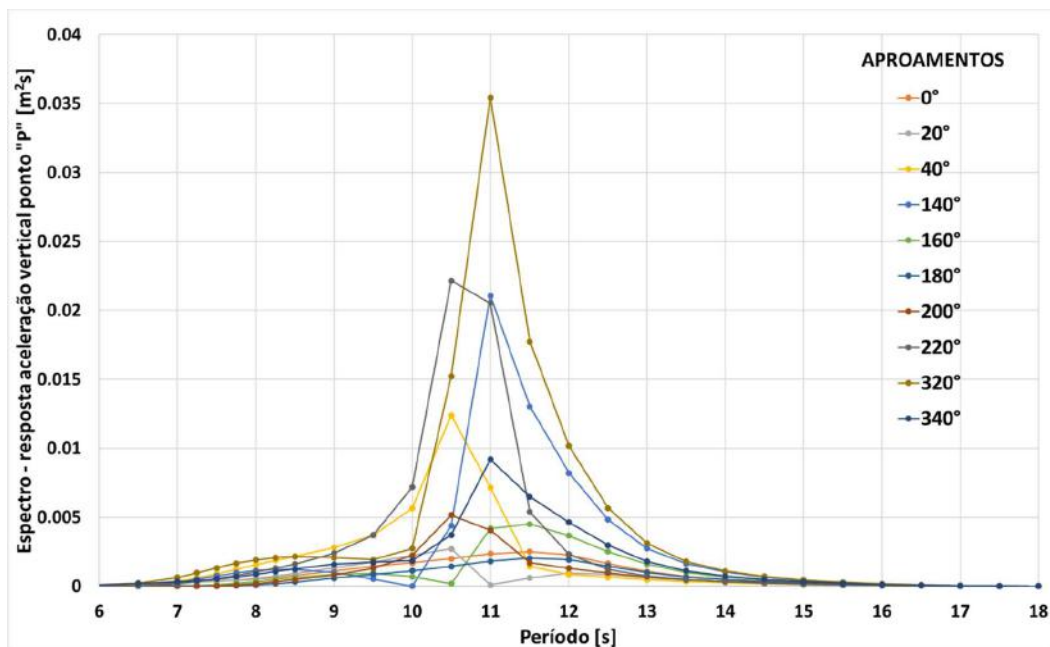


Figura D.2 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente medido à 50km da locação

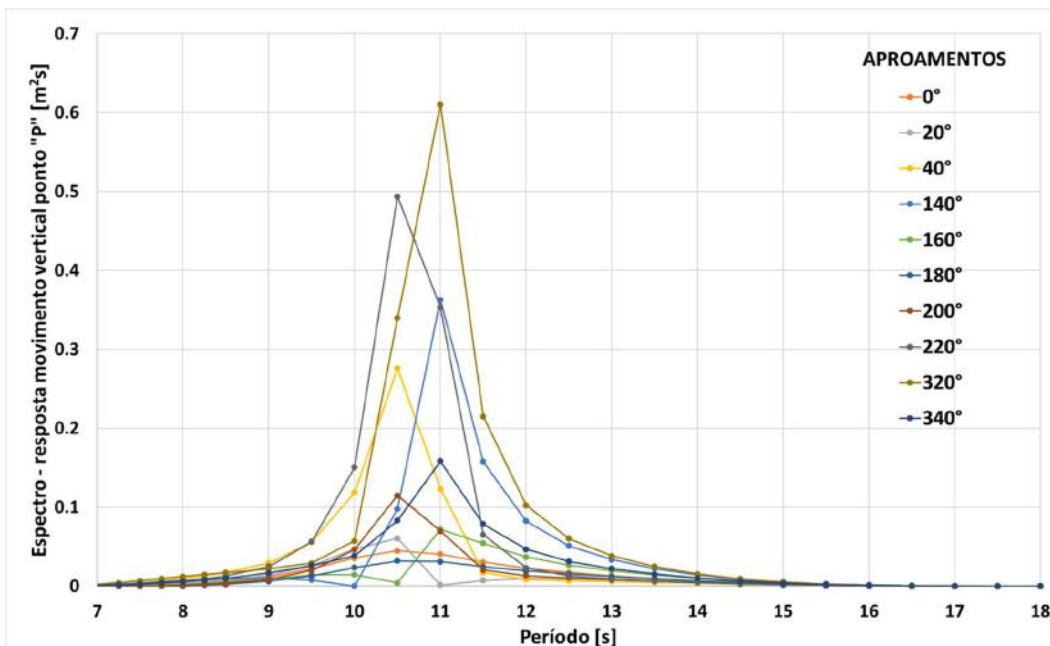


Figura D.3 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente segundo previsão climática

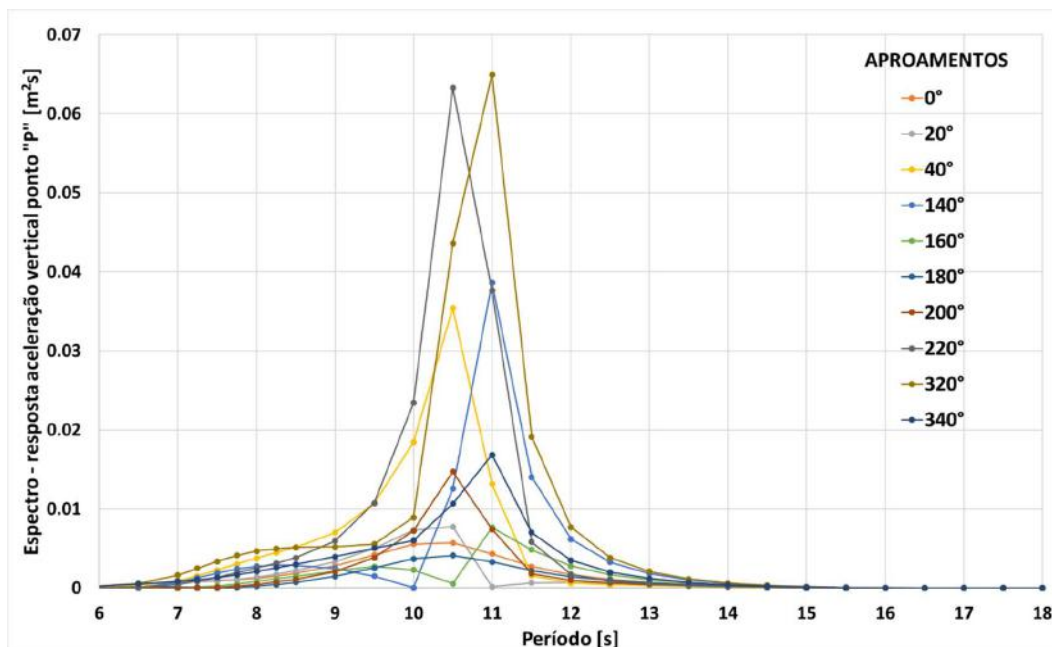


Figura D.4 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente segundo previsão climática

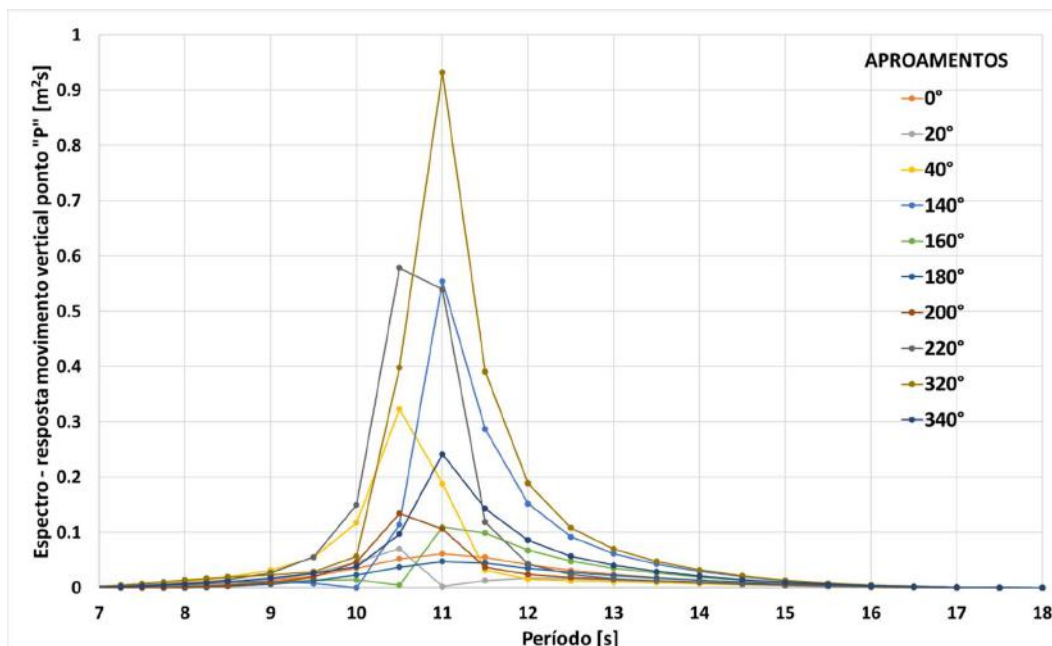


Figura D.5 – Espectro de resposta do movimento vertical da ponta da lança – Mar incidente limite de operação da BGL-1

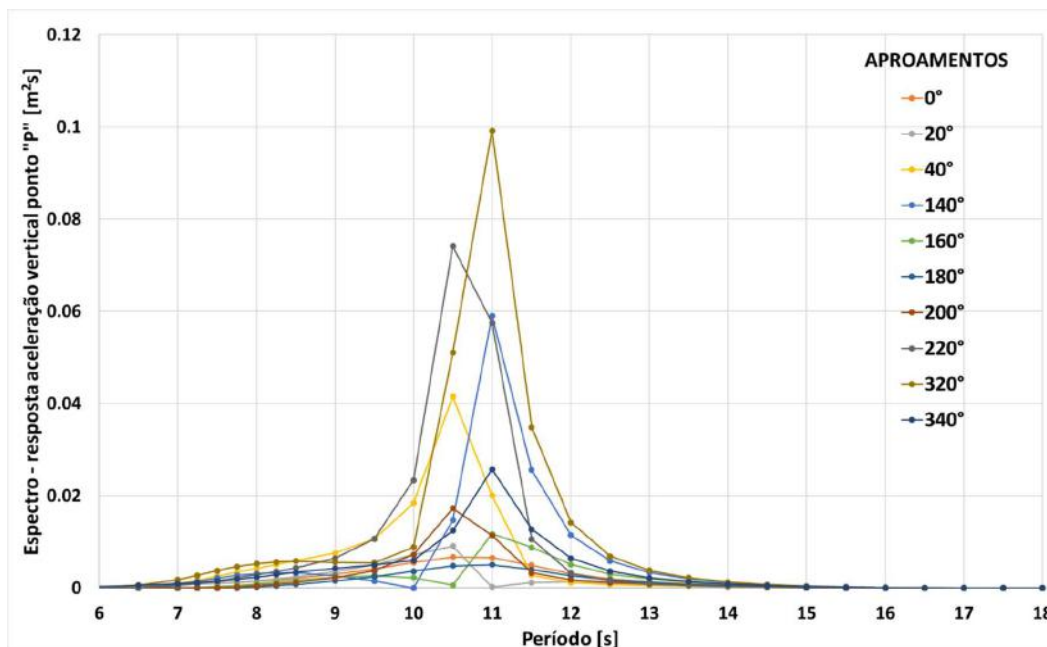


Figura D.6 – Espectro de resposta da aceleração vertical da ponta da lança – Mar incidente limite de operação da BGL-1

Tabela D.1 – Momentos estatísticos calculados para cada espectro de resposta

	Aproamentos	Momento estatístico m_0 do espectro de resposta do movimento vetical do ponto “P”	Momento estatístico m_0 do espectro de resposta da aceleração vetical do ponto “P”
Calculado, considerando mar incidente medido à 50km da locação	0	5.206E-03	5.930E-04
	20	3.456E-03	4.828E-04
	40	8.966E-03	1.317E-03
	140	1.696E-02	1.613E-03
	160	6.508E-03	5.733E-04
	180	4.079E-03	3.742E-04
	200	5.085E-03	5.610E-04
	220	1.629E-02	2.022E-03
	320	2.661E-02	2.821E-03
	340	1.040E-02	1.103E-03
Calculado, considerando mar incidente segundo previsão do tempo	0	7.619E-03	1.193E-03
	20	6.435E-03	1.158E-03
	40	2.064E-02	3.316E-03
	140	2.211E-02	2.556E-03
	160	7.271E-03	8.609E-04
	180	5.293E-03	6.654E-04
	200	9.277E-03	1.241E-03
	220	3.484E-02	4.753E-03
	320	4.148E-02	5.232E-03
	340	1.487E-02	2.040E-03
Calculado, considerando mar incidente limite para operação da BGL-1	0	1.051E-02	1.459E-03
	20	7.813E-03	1.301E-03
	40	2.495E-02	3.835E-03
	140	3.472E-02	3.720E-03
	160	1.153E-02	1.209E-03
	180	7.677E-03	8.572E-04
	200	1.215E-02	1.517E-03
	220	4.471E-02	5.826E-03
	320	6.059E-02	7.109E-03
	340	2.161E-02	2.669E-03

APÊNDICE E

Este apêndice apresenta os valores medidos para os movimentos da embarcação BGL-1 para o dia 23/07/2012 (dia da operação de içamento do convés de MOP-1), entre as 06:00 e 14:00 horas, ressaltando que o içamento da carga se deu entre 12:00 e 12:40.

Os dados são fornecidos em intervalos de 15 minutos, onde são calculados os valores estatísticos referentes a todos os ciclos de medição contidos nesse intervalo.

Tabela E.1 – Valores medidos para o movimento de *Roll*

Horário	Movimento de <i>Roll</i> (graus)								
	Mínimo	Máximo	Média	RMS	Desvio Padrão	Período Médio	H 1/3	H 1/10	Nº. de ciclos
6:00	-1.269	1.435	-0.002	0.481	0.481	8.213	1.763	2.13	60
6:15	-1.481	1.412	0.002	0.556	0.556	8.075	2.119	2.538	61
6:30	-1.56	1.544	-0.001	0.565	0.565	7.923	2.109	2.633	62
6:45	-1.392	1.377	0	0.463	0.463	8.351	1.842	2.43	58
7:00	-1.206	1.207	-0.002	0.477	0.477	8.435	1.978	2.18	58
7:15	-1.265	1.226	0.004	0.415	0.415	8.19	1.67	2.073	59
7:30	-1.177	1.145	-0.001	0.37	0.37	8.085	1.413	1.775	61
7:45	-1.365	1.379	-0.006	0.536	0.536	8.097	2.095	2.515	61
8:00	-1.235	1.251	0.001	0.462	0.462	8.322	1.825	2.203	59
8:15	-1.431	1.492	0.01	0.528	0.528	8.967	1.998	2.417	55
8:30	-1.392	1.373	-0.004	0.405	0.405	9.312	1.655	2.281	53
8:45	-1.3	1.445	0.001	0.417	0.417	9.1	1.706	2.284	54
9:00	-1.551	1.409	0.002	0.496	0.496	9.439	1.984	2.545	52
9:15	-1.143	1.008	-0.002	0.365	0.365	9.257	1.409	1.747	53
9:30	-0.927	1.012	0	0.411	0.411	8.751	1.546	1.791	56
9:45	-0.777	0.798	0	0.28	0.28	8.161	1.115	1.303	60
10:00	-0.96	0.822	0	0.297	0.297	8.302	1.137	1.47	59
10:15	-0.981	0.85	0.002	0.318	0.318	8.793	1.228	1.49	56
10:30	-0.798	0.748	0.001	0.277	0.277	9.14	1.097	1.382	54
10:45	-0.94	0.88	0.001	0.266	0.266	10.572	1.134	1.496	46
11:00	-0.641	0.646	-0.001	0.248	0.248	9.605	0.949	1.108	51
11:15	-0.689	0.731	-0.002	0.286	0.286	9.889	1.094	1.266	49
11:30	-0.55	0.511	0.001	0.217	0.217	10.543	0.817	0.883	46
11:45	-0.822	0.829	0.002	0.301	0.301	10.282	1.205	1.456	48
12:00	-0.91	0.922	-0.005	0.382	0.382	9.891	1.496	1.671	50
12:15	-1.577	1.502	0.003	0.519	0.519	9.797	2.116	2.877	50
12:30	-0.823	0.847	-0.003	0.341	0.341	9.454	1.305	1.562	52
12:45	-1.277	1.389	-0.002	0.427	0.427	9.213	1.682	2.123	53
13:00	-0.963	0.93	0.004	0.381	0.381	9.597	1.43	1.703	52
13:15	-0.958	0.938	-0.001	0.361	0.361	8.69	1.452	1.801	57
13:30	-0.876	0.87	0.005	0.333	0.333	9.231	1.3	1.54	53
13:45	-1.383	1.058	-0.004	0.432	0.432	9.349	1.649	2.055	53

Tabela E.2 – Valores medidos para o movimento de *Pitch*

Horário	Movimento de <i>Pitch</i> (graus)								
	Mínimo	Máximo	Média	RMS	Desvio Padrão	Período Médio	H 1/3	H 1/10	Nº. de ciclos
6:00	-0.471	0.487	0	0.163	0.163	9.431	0.653	0.803	52
6:15	-0.394	0.426	-0.001	0.157	0.157	10.111	0.613	0.737	48
6:30	-0.395	0.378	-0.001	0.15	0.15	10.173	0.594	0.715	48
6:45	-0.538	0.419	0.002	0.142	0.142	9.893	0.576	0.769	49
7:00	-0.411	0.443	-0.002	0.159	0.159	10.229	0.612	0.736	48
7:15	-0.573	0.558	0.002	0.162	0.162	10.517	0.629	0.817	46
7:30	-0.486	0.442	0.001	0.14	0.14	9.394	0.516	0.71	52
7:45	-0.546	0.486	0	0.157	0.157	9.298	0.612	0.844	53
8:00	-0.467	0.474	0	0.154	0.154	10.278	0.608	0.763	48
8:15	-0.482	0.439	0	0.183	0.183	10.189	0.724	0.841	48
8:30	-0.382	0.409	-0.001	0.137	0.137	9.809	0.53	0.651	50
8:45	-0.411	0.488	-0.001	0.141	0.141	9.798	0.56	0.707	49
9:00	-0.501	0.522	0.001	0.161	0.161	9.801	0.624	0.802	50
9:15	-0.395	0.461	0.002	0.131	0.131	9.586	0.474	0.566	51
9:30	-0.427	0.493	0	0.157	0.157	10.001	0.626	0.738	49
9:45	-0.401	0.424	-0.001	0.129	0.129	9.746	0.491	0.614	51
10:00	-0.39	0.476	0	0.128	0.128	10.12	0.492	0.614	48
10:15	-0.493	0.474	0	0.143	0.143	9.25	0.541	0.741	53
10:30	-0.41	0.405	0	0.15	0.15	9.945	0.581	0.661	49
10:45	-0.431	0.398	0	0.145	0.145	10.356	0.584	0.715	48
11:00	-0.374	0.382	-0.001	0.145	0.145	9.723	0.55	0.657	51
11:15	-0.379	0.36	0.001	0.131	0.131	9.239	0.496	0.664	53
11:30	-0.548	0.415	0	0.145	0.145	9.925	0.577	0.743	49
11:45	-0.397	0.428	-0.002	0.128	0.128	8.952	0.491	0.665	54
12:00	-0.361	0.426	0.001	0.137	0.137	9.44	0.52	0.659	51
12:15	-0.559	0.506	0	0.136	0.136	10.455	0.519	0.708	47
12:30	-0.297	0.303	0	0.113	0.113	9.651	0.435	0.519	51
12:45	-0.376	0.421	-0.002	0.136	0.136	10.266	0.536	0.663	48
13:00	-0.34	0.377	0.001	0.134	0.134	9.816	0.537	0.654	50
13:15	-0.41	0.428	0	0.135	0.135	10.601	0.52	0.678	47
13:30	-0.406	0.381	0	0.129	0.129	8.92	0.492	0.589	55
13:45	-0.438	0.472	-0.001	0.153	0.153	9.334	0.6	0.741	53

Tabela E.3 – Valores medidos para o movimento de *Heave*

	Movimento de <i>Heave</i> – CG da embarcação (metros)								
Horário	Mínimo	Máximo	Média	RMS	Desvio Padrão	Período Médio	H 1/3	H 1/10	Nº. de ciclos
6:00	-0.286	0.284	0	0.088	0.088	8.543	0.339	0.431	58
6:15	-0.32	0.268	-0.001	0.09	0.09	8.865	0.32	0.414	54
6:30	-0.287	0.289	0.001	0.1	0.1	8.935	0.391	0.471	55
6:45	-0.251	0.315	0.001	0.086	0.086	8.779	0.302	0.361	56
7:00	-0.318	0.315	0	0.096	0.096	9.209	0.366	0.487	54
7:15	-0.232	0.259	-0.001	0.085	0.085	9.268	0.313	0.378	53
7:30	-0.243	0.284	0	0.083	0.083	9.18	0.31	0.39	53
7:45	-0.339	0.358	0	0.091	0.091	9.268	0.352	0.453	53
8:00	-0.268	0.281	-0.001	0.089	0.089	9.334	0.327	0.388	52
8:15	-0.282	0.351	-0.001	0.1	0.1	9.762	0.391	0.485	50
8:30	-0.367	0.393	0.001	0.085	0.085	9.482	0.292	0.42	51
8:45	-0.199	0.237	0.001	0.079	0.079	9.246	0.3	0.373	53
9:00	-0.232	0.22	0	0.088	0.088	8.744	0.334	0.391	56
9:15	-0.216	0.216	0	0.074	0.074	9.465	0.286	0.352	52
9:30	-0.256	0.326	0	0.086	0.086	9.727	0.308	0.414	50
9:45	-0.304	0.232	0	0.081	0.081	8.695	0.304	0.363	54
10:00	-0.397	0.272	-0.001	0.09	0.09	8.881	0.317	0.421	55
10:15	-0.421	0.314	0	0.086	0.086	9.503	0.32	0.405	49
10:30	-0.253	0.317	0.001	0.083	0.083	9.79	0.315	0.406	49
10:45	-0.306	0.25	0	0.086	0.086	9.429	0.319	0.413	51
11:00	-0.251	0.26	0.001	0.075	0.075	9.345	0.282	0.373	52
11:15	-0.225	0.261	0	0.085	0.085	9.593	0.319	0.42	51
11:30	-0.282	0.353	0	0.083	0.083	9.194	0.302	0.376	53
11:45	-0.702	0.304	0	0.098	0.098	9.662	0.309	0.389	49
12:00	-0.235	0.546	0.001	0.101	0.101	10.497	0.35	0.409	47
12:15	-0.235	0.203	-0.001	0.073	0.073	9.525	0.269	0.321	52
12:30	-0.252	0.234	0	0.084	0.084	9.506	0.308	0.358	52
12:45	-0.231	0.248	0	0.086	0.086	9.383	0.319	0.378	51
13:00	-0.216	0.261	0	0.083	0.083	9.08	0.319	0.38	53
13:15	-0.251	0.249	0.001	0.086	0.086	9.154	0.317	0.428	53
13:30	-0.223	0.2	-0.001	0.074	0.074	9.057	0.287	0.331	54
13:45	-0.191	0.201	0.001	0.072	0.072	9.528	0.265	0.327	51

Tabela E.4 – Valores medidos para o movimento vertical do ponto de interesse

Movimento Vertical – Ponto de interesse – Extremidade da lança (metros)									
Horário	Mínimo	Máximo	Média	RMS	Desvio Padrão	Período Médio	H 1/3	H 1/10	Nº. de ciclos
6:00	-0.639	0.624	-0.001	0.237	0.237	8.635	0.892	1.054	57
6:15	-0.63	0.774	-0.001	0.274	0.274	8.7	1.025	1.195	57
6:30	-0.623	0.818	0	0.252	0.252	8.449	0.975	1.153	58
6:45	-0.688	0.692	0.003	0.233	0.233	8.955	0.892	1.088	54
7:00	-0.802	0.739	-0.002	0.253	0.253	9.168	1.031	1.271	52
7:15	-0.827	0.838	0.003	0.231	0.231	8.992	0.903	1.223	54
7:30	-0.577	0.626	0	0.21	0.21	8.896	0.796	0.995	55
7:45	-0.596	0.719	-0.003	0.244	0.244	8.796	0.917	1.044	56
8:00	-0.635	0.659	0	0.229	0.229	8.903	0.934	1.21	55
8:15	-0.781	0.76	0.004	0.257	0.257	8.786	0.984	1.225	55
8:30	-0.597	0.611	-0.002	0.218	0.218	10.25	0.877	1.034	48
8:45	-0.584	0.663	0	0.227	0.227	9.315	0.897	1.048	52
9:00	-0.529	0.61	0.001	0.184	0.184	9.375	0.726	0.909	52
9:15	-0.537	0.602	0	0.189	0.189	9.845	0.764	0.972	49
9:30	-0.545	0.607	0.001	0.208	0.208	8.443	0.819	0.996	57
9:45	-0.477	0.497	-0.001	0.142	0.142	8.719	0.562	0.736	56
10:00	-0.359	0.413	-0.002	0.132	0.132	9.585	0.501	0.646	52
10:15	-0.472	0.482	0.001	0.147	0.147	10.095	0.576	0.806	48
10:30	-0.419	0.547	0.001	0.151	0.151	10.025	0.578	0.756	49
10:45	-0.395	0.425	0	0.145	0.145	9.766	0.565	0.682	50
11:00	-0.404	0.515	0	0.159	0.159	9.136	0.633	0.775	54
11:15	-0.368	0.378	0	0.132	0.132	9.832	0.511	0.62	50
11:30	-0.443	0.409	0	0.147	0.147	10.415	0.566	0.713	46
11:45	-0.612	0.434	0	0.152	0.152	10.059	0.567	0.701	48
12:00	-0.626	0.562	0	0.195	0.195	9.459	0.738	0.929	51
12:15	-1.045	1.035	0.001	0.269	0.269	9.612	1.113	1.649	51
12:30	-0.371	0.43	-0.002	0.131	0.131	9.402	0.532	0.678	51
12:45	-0.469	0.515	-0.003	0.165	0.165	9.024	0.644	0.86	54
13:00	-0.542	0.639	0.002	0.207	0.207	9.672	0.811	1.031	50
13:15	-0.477	0.497	0	0.185	0.185	9.548	0.713	0.88	52
13:30	-0.491	0.474	0.001	0.164	0.164	9.224	0.624	0.805	53
13:45	-0.687	0.687	-0.002	0.23	0.23	10.088	0.951	1.233	49

Tabela E.5 – Valores medidos para a aceleração vertical do ponto de interesse

Aceleração Vertical – Ponto de interesse – Extremidade da lança (m/s ²)									
Horário	Mínimo	Máximo	Média	RMS	Desvio Padrão	Período Médio	H 1/3	H 1/10	Nº. de ciclos
6:00	-0.319	0.356	0	0.129	0.129	8.059	0.237	0.279	61
6:15	-0.383	0.39	0	0.153	0.153	8.018	0.292	0.330	60
6:30	-0.411	0.419	0	0.142	0.142	7.881	0.274	0.32	63
6:45	-0.352	0.355	0	0.124	0.124	7.951	0.237	0.29	62
7:00	-0.382	0.364	0	0.128	0.128	7.945	0.256	0.316	62
7:15	-0.401	0.471	0	0.114	0.114	8.412	0.226	0.285	59
7:30	-0.331	0.333	0	0.109	0.109	8.046	0.21	0.267	61
7:45	-0.341	0.34	0	0.137	0.137	7.639	0.256	0.295	63
8:00	-0.362	0.349	0	0.118	0.118	7.632	0.237	0.299	65
8:15	-0.331	0.377	-0.001	0.121	0.121	8.286	0.233	0.294	59
8:30	-0.292	0.314	0	0.105	0.105	7.912	0.211	0.261	63
8:45	-0.323	0.288	0	0.11	0.11	8.698	0.218	0.268	56
9:00	-0.298	0.272	0	0.088	0.088	7.701	0.168	0.224	63
9:15	-0.301	0.27	0	0.088	0.088	8.365	0.177	0.224	59
9:30	-0.434	0.316	0	0.115	0.115	7.259	0.224	0.259	67
9:45	-0.27	0.318	0	0.082	0.082	6.386	0.163	0.205	76
10:00	-0.369	0.302	0	0.071	0.071	6.411	0.137	0.176	75
10:15	-0.322	0.254	0	0.074	0.074	6.608	0.151	0.203	72
10:30	-0.313	0.236	0	0.073	0.073	7.235	0.151	0.192	66
10:45	-0.182	0.2	0	0.067	0.067	7.255	0.122	0.147	68
11:00	-0.276	0.226	0	0.079	0.079	7.657	0.155	0.197	63
11:15	-0.2	0.171	0	0.065	0.065	7.434	0.124	0.148	67
11:30	-0.405	0.235	0	0.068	0.068	7.568	0.13	0.169	64
11:45	-0.272	0.383	0	0.069	0.069	7.517	0.137	0.176	66
12:00	-0.261	0.274	0	0.087	0.087	8.566	0.172	0.214	57
12:15	-0.444	0.447	0	0.119	0.119	8.429	0.238	0.336	58
12:30	-0.274	0.209	0	0.069	0.069	5.695	0.134	0.179	82
12:45	-0.308	0.257	0.001	0.087	0.087	7.488	0.167	0.217	65
13:00	-0.284	0.282	0	0.095	0.095	8.223	0.188	0.23	60
13:15	-0.226	0.256	0	0.088	0.088	8.206	0.175	0.202	59
13:30	-0.24	0.23	0	0.08	0.08	8.216	0.154	0.191	60
13:45	-0.297	0.3	0	0.101	0.101	8.326	0.206	0.256	59

APÊNDICE F

Este apêndice apresenta as equações e simplificações utilizadas no desenvolvimento do modelo matemático baseado na Teoria Potencial.

A hipótese de fluido incompressível, inviscido e irrotacional, implica necessariamente que o fluido pode ser descrito então por um potencial de velocidades ϕ , a partir do qual as grandezas como velocidade, aceleração, pressão e elevação da superfície podem ser encontradas. Tem-se então a equação de Laplace:

$$\nabla^2 \phi = \nabla \cdot \bar{V} = \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (\text{F.1})$$

Usando a equação de Bernoulli, o campo de pressão associado do fluido pode ser escrito como:

$$p = -\rho \left(\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} |\bar{V}|^2 + gz \right) + P_a \quad (\text{F.2})$$

onde ρ é a massa específica do fluido, g é a gravidade e P_a é a pressão atmosférica. Linearizando a equação 2.2 e negligenciando a pressão atmosférica, a pressão no fluido proporcional a primeira ordem da amplitude de onda pode ser escrita sendo:

$$p = -\rho \frac{\partial \phi}{\partial t} - gz \quad (\text{F.3})$$

Conhecendo o campo de pressão, as forças no corpo flutuante podem ser calculadas. Considera-se então as condições de contorno nas fronteiras do domínio fluido, sendo elas: superfície livre, contorno do corpo flutuante, leito marinho e as condições de radiação.

A condição na superfície livre consiste na união de duas condições, dinâmica e cinemática. Para a condição dinâmica, considerando a pressão na superfície livre igual a pressão atmosférica, assumindo ondas de pequenas amplitudes e desconsiderando os termos de ordem superior, podemos escrever:

$$-\rho \frac{\partial \phi}{\partial t} - g\zeta = 0 \rightarrow \rho \frac{\partial \phi}{\partial t} + g\zeta = 0 \quad (\text{F.4})$$

Para a condição cinemática, consideramos a elevação da superfície como a seguinte função:

$$z = \zeta(x, y, t) \quad (\text{F.5})$$

Assim temos a função F que define a superfície livre como:

$$F(x, y, z, t) = z - \zeta(x, y, t) = 0 \quad (\text{F.6})$$

Derivando a função F e desconsiderando os termos de ordem superior temos:

$$\frac{DF}{Dt} = \frac{\partial F}{\partial t} + \bar{V} \cdot \nabla F \quad (\text{F.7})$$

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = \frac{\partial \phi}{\partial z} \quad \text{em } z=0 \quad (\text{F.8})$$

Combinando a condição dinâmica e cinemática tem-se:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} + g \frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad \text{em } z=0 \quad (\text{F.9})$$

Para condição de contorno nas fronteiras do corpo, considera-se que o corpo flutuante limita o movimento do fluido, sendo a velocidade do fluido na direção normal do corpo igual a velocidade do corpo nessa mesma direção. Assim tem-se:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \bar{n} \cdot \bar{V}_s \quad (\text{F.10})$$

onde \bar{n} é o vetor normal a superfície do corpo, na direção do fluido, e \bar{V}_s é a velocidade local da superfície do corpo.

A condição de contorno no fundo do mar restringe o movimento do fluido no leito marinho, nesse caso, para uma profundidade “ h ”, pode-se definir:

$$\left. \frac{\partial \phi}{\partial n} \right|_{z=-h} = 0 \quad (\text{F.11})$$

Para a condição de radiação, tem-se que as ondas que partem do corpo e se irradiam para o infinito, tem sua densidade de energia decaindo com o alargamento da região fluida. Essa condição é conhecida como condição de Sommerfeld e garante a unicidade da solução.

$$\lim_{r \rightarrow \infty} \sqrt{r} \left(\frac{\partial \phi}{\partial r} - ik\phi \right) = 0 \quad (\text{F.12})$$

Tais considerações para as condições de contorno são baseadas na hipótese de pequenas amplitudes de onda e pequena oscilação do corpo flutuante. Isso permite que os termos proporcionais a ordens maiores possam ser negligenciados. Também permite que o cálculo seja feito para a posição média do corpo ao invés de sua posição atual em cada instante no fluido. A figura abaixo resume as condições citadas:

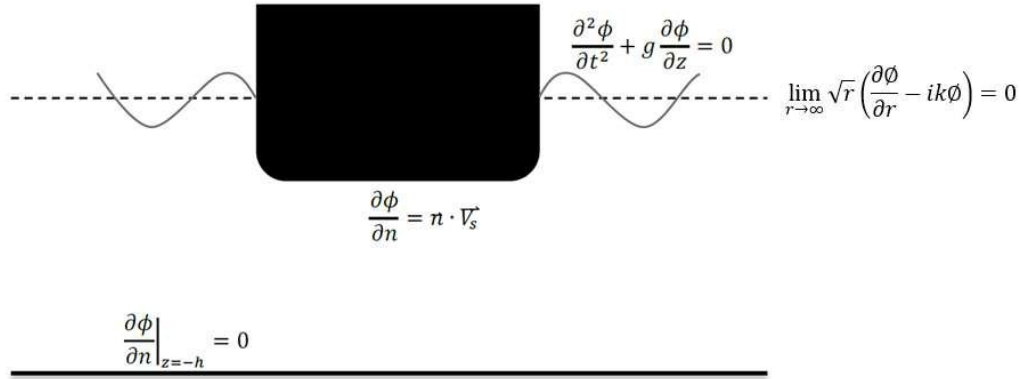


Figura F.1 – Condições de contorno da teoria potencial (Extraído de [15])

Supondo que incida sobre o corpo apenas uma onda regular, tem-se que o potencial total do fluido pode ser escrito como a soma dos potenciais dos fenômenos que nele atuam, sejam:

$$\phi = \phi_I + \phi_D + \phi_R \quad (F.13)$$

onde ϕ_I é o potencial da onda incidente, ϕ_D é o potencial da onda difratada e ϕ_R é o potencial da onda radiada.

Para calcular então as forças e momentos que o escoamento fluido faz sobre o corpo, multiplica-se o campo de pressão calculado pela integral da Equação de Euler pelo vetor normal e pelos elementos de área sobre a superfície do corpo, integrando ao longo de toda a superfície:

$$\vec{F} = -\rho \int_S p \vec{n} dS = -\rho \int_S \frac{\partial \phi}{\partial t} \vec{n} dS \quad (F.14)$$

$$\vec{M} = -\rho \int_S \vec{r} \times p \vec{n} dS = -\rho \int_S \vec{r} \times \frac{\partial \phi}{\partial t} \vec{n} dS \quad (F.15)$$

Resolvendo as equações acima para os diversos campos de pressão, obtém-se:

- Forças e momentos devidos à onda incidente, também chamada de força e momento de Froude-Krylov
- Forças e momentos devidos à onda difratada
- Forças e momentos devido às ondas radiadas
- Forças e momentos hidrostático

Como deduzido em [23] podemos representar as forças e momentos devido à radiação de ondas na seguinte notação matricial:

$$F_{rad,i} = -A_{ij} \ddot{\eta}_j - B_{ij} \dot{\eta}_j \quad (F.16)$$

onde $\ddot{\eta}_j$ é a aceleração para os 6 graus de liberdade, onde $\dot{\eta}_j$ é a velocidade, A_{ij} são os termos da matriz de inércia adicional, B_{ij} são os termos da matriz de amortecimento potencial e $F_{rad,i}$ são as seis componentes de um vetor generalizado de forças e momentos devido a radiação de ondas.

O termo de amortecimento define a dissipação de energia do movimento do corpo no meio fluido. O amortecimento total consiste em um amortecimento potencial, oriundo da radiação de ondas na superfície livre, e um amortecimento viscoso, cuja origem já foi explicada na seção 1.3. Como a teoria potencial assume o fluido como ideal, o amortecimento viscoso não pode ser calculado por tal teoria. O amortecimento viscoso tem uma influência significativamente maior no movimento de *Roll*, assim, deve ser considerado no cálculo de forma separada. A forma usada para expressar o termo não linear de amortecimento viscoso no movimento de *Roll*, é a seguinte:

$$F_{amort-visc}^{NL} = B_{44}^{visc} \cdot \dot{\eta}_4 \cdot |\dot{\eta}_4| \quad (F.17)$$

onde $F_{amort-visc}^{NL}$ é a força não linear oriunda do amortecimento viscoso e B_{44}^{visc} é o valor do coeficiente de amortecimento viscoso, o qual é multiplicado pela velocidade ao quadrado.

De forma a incluir esse amortecimento na equação do movimento, é necessário linearizar a equação F.17. Assim a equação torna-se:

$$F_{amort-visc}^L = B_{44}^{*visc} \cdot \dot{\eta}_4 \quad (F.18)$$

onde $F_{amort-visc}^L$ é a força linearizada oriunda do amortecimento viscoso e B_{44}^{*visc} é o valor do coeficiente de amortecimento viscoso linearizado, o qual é multiplicado pela velocidade.

Pode-se então unir os termos de amortecimento potencial (calculado através do modelo de radiação) com o amortecimento viscoso linearizado, já que ambos são proporcionais a velocidade para o movimento de *Roll*.

Para as forças e momentos de restauração, considerando um modelo linear, podemos representar através do produto entre uma matriz de restauração e o vetor dos deslocamentos do corpo:

$$F_{rest,i} = -C_{ij}\eta_j \quad (F.19)$$

As forças devido a onda incidente e difratada podem ser escritas como a força de excitação do sistema:

$$F_{exc} = F_{inc} + F_{dif} \quad (F.20)$$

Utilizando a 2ª lei de Newton, reunindo as forças apresentadas, tem-se a equação na forma matricial para o movimento do corpo flutuante no domínio da frequência:

$$(M_{ij} + A_{ij})\ddot{\eta}_j + B_{ij}\dot{\eta}_j + C_{ij}\eta_j = F_{inc} + F_{dif} = F_{exc} \quad (F.21)$$

Sendo o perfil de onda uma função harmônica (mar regular), temos o potencial dessa onda também como uma função harmônica, assim como a força de excitação resultante. Escreve-se então:

$$F_{exc} = F_0 e^{i\omega t} \quad (F.22)$$

onde ω é a frequência da onda incidente. Dessa forma os movimentos de oscilação do corpo flutuante também serão harmônicos:

$$\eta_j = \eta_{0j} e^{i\omega t} \quad (F.23)$$

Re-escrevendo a equação de movimentos no domínio da frequência temos:

$$[-(M_{ij} + A_{ij})\omega^2 + B_{ij}i\omega + C_{ij}]\eta_{0j} e^{i\omega t} = F_{0i} e^{i\omega t} \quad (F.24)$$

Re-arranjando:

$$\eta_{0j} = F_{0i} \frac{1}{[-(M_{ij} + A_{ij})\omega^2 + B_{ij}i\omega + C_{ij}]} \quad (F.25)$$

Na equação acima, a força F_{0i} depende da forma do corpo e pode ser escrita como :

$$F_{0i}(\omega) = f_{0i}(\omega)\zeta_0 \quad (F.26)$$

onde $f_{0i}(\omega)$ é a função de transferência entre a onda e a força sobre o corpo e ζ_0 é a amplitude de onda. Tem-se então a relação entre o movimento do corpo e a amplitude da onda, para os 6 movimentos do corpo, em função da frequência:

$$\frac{\eta_{0i}(\omega)}{\zeta_0} = f_{0i}(\omega) \frac{1}{[-(M_{ij} + A_{ij})\omega^2 + B_{ij}i\omega + C_{ij}]} \quad (F.27)$$

Essa função que relaciona o movimento do corpo com a onda incidente é então chamada de operador de resposta de amplitude. Alguns outros nomes também são utilizados, como “função de transferência”, “fator de amplificação” e também “RAO”

(*Response Amplitude Operator*), sendo esse último o utilizado daqui em diante neste trabalho. A seguinte notação é então utilizada:

$$RAO = H(\omega) = f_{0i}(\omega) \frac{1}{[-(M_{ij}+A_{ij})\omega^2+B_{ij}i\omega+C_{ij}]} \quad (F.28)$$

Expandido a análise para o caso de um mar irregular, aplica-se o princípio da superposição, onde é assumido que um estado de mar irregular pode ser representado pela superposição de muitas ondas regulares com diferentes amplitudes e frequências. Assim, uma onda irregular, que se propaga na direção “x” por exemplo, pode ser escrita como:

$$\zeta = \sum_{j=1}^N A_j \sin(\omega_j t - k_j x + \varepsilon_j) \quad (F.29)$$

onde A_j é a amplitude de onda, ω_j é a frequência da onda, k_j é o número de onda e ε_j é o ângulo de fase da j-ésima onda que compõe a onda irregular. Nesse caso assume-se que todas as ondas regulares que compõe a onda irregular estão na mesma direção.

Para representar então a energia contida em uma onda irregular, usa-se o conceito de espectro de onda. O espectro de uma onda irregular é uma função da frequência das ondas regulares que o compõe, sendo definido como:

$$\frac{1}{2} A_j^2 = S(\omega_j) \Delta\omega \quad (F.30)$$

onde $S(\omega_j)$ é o valor do espectro de onda na j-ésima frequência angular.

Na equação acima, temos o espectro como um valor proporcional ao quadrado de cada amplitude de onda regular que o compõe, assim podemos dizer que o gráfico “espectro x frequência” é a representação da energia contida em uma onda irregular. A figura abaixo ilustra tal conceito:

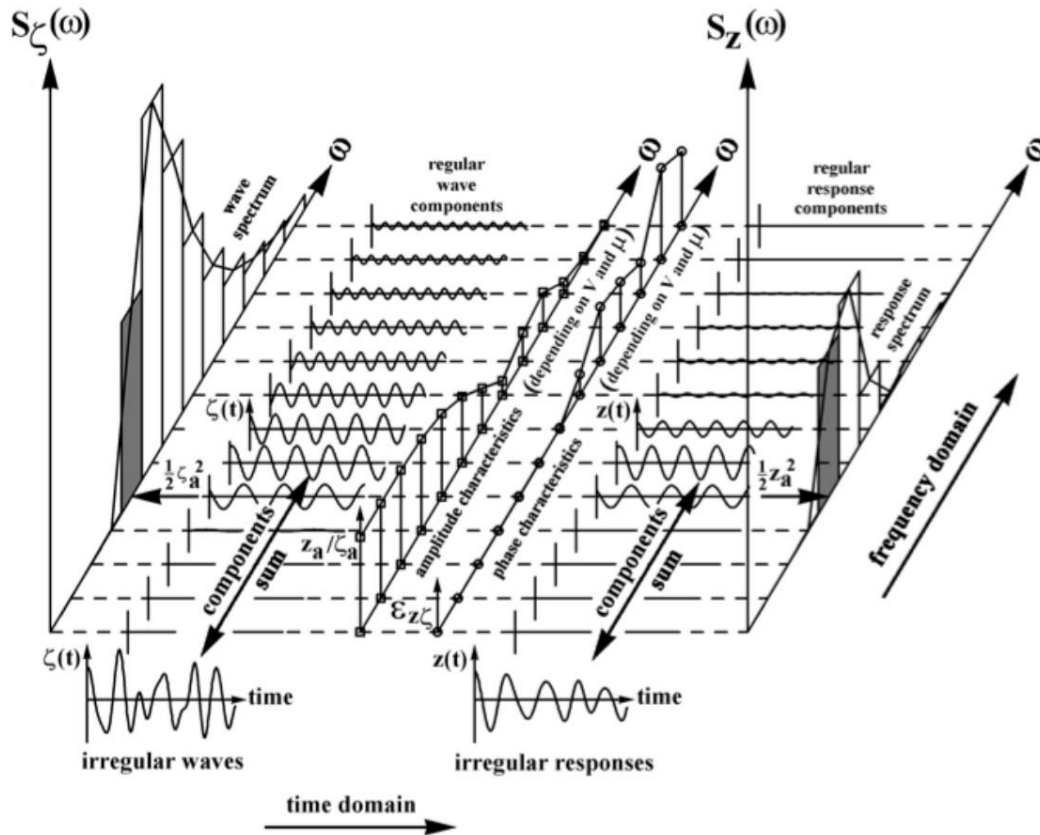


Figura F.2 – Espectro de uma onda irregular (Extraído de [15])

A função então que relaciona o espectro de resposta dos movimentos do corpo flutuante e o espectro das ondas, que compõe o estado de mar irregular, torna-se:

$$S_{yy} = S_{\zeta\zeta} |H(\omega)|^2 \quad (F.31)$$

onde S_{yy} é o espectro de resposta do corpo e $S_{\zeta\zeta}$ é o espectro de ondas.

Desta forma, conhecendo o RAO da embarcação e o espectro do mar atuante, é possível calcular o espectro de resposta da embarcação.

ANEXO I

Este anexo apresenta um resumo do controle de peso realizado para o convés de MOP-1. Os valores detalhados para o peso de cada equipamento e estrutura estão contidos na referência [24].

Tabela I.1 – Valores do controle de peso do convés de MOP-1 (Extraído de [24])

Total do Peso por Disciplina	Revisão L - COMB 2								CoG - Condição de Içamento		
	SEM contingência			Cont.	COM contingência			%	Vazio		
	Vazio	Teste	Oper.		Vazio	Teste	Oper.		X (m)	Y (m)	Z (m)
ESTRUTURAS IÇAMENTO CONVÉS	261,50	261,49	261,49	3,26	270,05	270,04	270,04	50,55%	0,97	-0,15	19,91
TUBULAÇÃO IÇAMENTO CONVÉS	102,61	102,61	102,61	2,62	105,54	105,54	105,54	19,76%	0,07	-0,98	18,32
ELÉTRICA IÇAMENTO CONVÉS	21,90	21,90	21,90	7,21	23,48	23,48	23,48	4,39%	1,64	1,00	20,91
MECÂNICA IÇAMENTO CONVÉS	44,22	110,85	86,96	3,07	45,58	114,23	89,62	8,53%	-1,23	-2,73	21,17
HVAC IÇAMENTO CONVÉS	10,49	10,49	10,49	4,49	10,96	10,96	10,96	2,05%	4,11	-1,93	26,01
SEGURANÇA IÇAMENTO CONVÉS	0,29	0,83	0,83	5,00	0,31	0,87	0,87	0,06%	13,64	-2,03	24,60
INSTRUMENTAÇÃO IÇAMENTO CONVÉS	46,51	47,71	48,71	3,84	48,37	49,61	50,64	9,06%	0,79	-0,11	12,72
TELECOMUNICAÇÃO IÇAMENTO CONVÉS	6,91	6,91	6,91	6,97	7,39	7,39	7,39	1,38%	2,37	0,84	7,23
ARQUITETURA IÇAMENTO CONVÉS	20,89	20,89	20,89	7,83	22,53	22,53	22,53	4,22%	6,06	2,51	22,14
Total	515,33	583,68	560,79	3,60	534,21	604,65	581,06	100,00%	0,92	-0,39	19,14

ANEXO II

Este anexo apresenta os principais dados relativos a pesagem do convés de MOP-1, elaborada pela empresa MEGATRANZ TRANSPORTS & HEAVYLIFT. Devido a confidencialidade do relatório de pesagem, dados específicos dos equipamentos e procedimentos adotados pela empresa não estão contidos neste anexo.

Para a pesagem foram utilizados 6 cilindros hidráulicos com capacidade efetiva de 186 toneladas força, equipados com assentos oscilantes para compensação de forças excêntricas com até 5° de desnivelamento. Os manômetros possuíam resolução de 0,1 bar, adequada para a operação. A central de controle instalada permite um nivelamento preciso, com precisão de relativa de 1 mm entre os pontos mais altos e os mais baixos.

Os cilindros foram posicionados conforme mostrado na Figura 3.4. As figura abaixo ilustram o cilindro já com os acessórios e após instalados no momento da operação:



Figura I.1 – Cilindro utilizado na pesagem



Figura I.2 – Cilindro durante a operação [1]



Figura I.3 – Cilindro durante a operação [2]

Foram realizadas três pesagens com 3 tomadas de carga, cada uma em diferentes cursos do pistão. Entre cada pesagem ainda houve o rodízio dos manômetros. Tais medidas proporcionam uma melhor confiabilidade para o resultado.

Os valores das pressões obtidas nos manômetros são apresentadas na tabela abaixo:

Tabela I.1 – Pressões medidas nos manômetros durante pesagem (Extraído de [20])

LEITURA DOS MANÔMETROS								
PESAGEM		Cota (mm)	A (bar)	B (bar)	C (bar)	D (bar)	E (bar)	F (bar)
01	1ª tomada	18,0	532,4	564,8	60,6	71,8	334,4	375,0
	2ª tomada	30,0	534,0	570,8	59,8	79,2	336,0	383,2
	3ª tomada	41,0	534,2	570,2	57,2	63,2	363,4	368,4
02	1ª tomada	11,0	532,6	572,2	55,4	85,0	326,0	382,2
	2ª tomada	23,0	531,0	569,3	62,7	83,0	332,5	387,0
	3ª tomada	37,5	533,0	574,9	56,8	57,2	374,6	364,2
03	1ª tomada	12,0	533,6	564,8	57,6	49,9	377,2	353,6
	2ª tomada	20,0	522,6	565,4	73,1	69,5	340,5	390,8
	3ª tomada	31,0	521,4	572,4	72,1	71,8	336,2	395,0
04	1ª tomada	11,5	526,2	563,0	68,3	77,2	331,2	388,8
	2ª tomada	23,0	517,9	570,5	71,4	78,4	327,4	399,5
	3ª tomada	36,0	516,3	573,2	74,6	69,6	336,9	402,0

Para a conversão da leitura da pressão dos manômetros em peso (toneladas força), deve ser utilizada a seguinte fórmula, com suas devidas conversões de unidades:

$$Peso = \frac{Pressão \cdot Area_{pistão}}{g} \quad (I.1)$$

As tabelas abaixo apresentam o resultado do peso em cada pistão, durante cada tomada, e do peso total.

Tabela I.2 – Peso em cada pistão durante as tomadas de medição (Extraído de [20])

REAÇÕES NOS PONTOS DE PESAGEM							
Pontos de Pesagem		A (tf)	B (tf)	C (tf)	D (tf)	E (tf)	F (tf)
PESAGEM 1	1ª tomada	144,31	153,90	16,43	19,46	90,64	101,64
	2ª tomada	144,74	154,72	16,21	21,47	91,07	103,87
	3ª tomada	144,88	154,55	15,50	17,13	98,82	99,85
PESAGEM 2	1ª tomada	144,36	155,09	15,02	23,04	88,36	103,60
	2ª tomada	143,93	154,31	16,99	22,50	90,12	104,90
	3ª tomada	144,47	155,83	15,40	15,50	101,54	98,72
PESAGEM 3	1ª tomada	144,63	153,09	15,61	13,53	102,24	95,84
	2ª tomada	141,65	153,25	19,81	18,84	92,29	105,93
	3ª tomada	141,33	155,15	19,54	19,46	91,13	107,06
PESAGEM 4	1ª tomada	142,63	152,60	18,51	20,93	89,77	105,38
	2ª tomada	140,38	154,58	19,35	21,25	88,74	108,28
	3ª tomada	139,94	155,37	20,22	18,87	91,32	108,96

Tabela I.3 – Peso total durante em cada tomada de medição (Extraído de [20])

RESULTADO INDIVIDUAL (PESO – tf)		
PESAGEM 1	1ª tomada	525,57
	2ª tomada	532,07
	3ª tomada	530,74
PESAGEM 2	1ª tomada	529,47
	2ª tomada	532,75
	3ª tomada	531,45
PESAGEM 3	1ª tomada	524,94
	2ª tomada	531,77
	3ª tomada	533,67
PESAGEM 4	1ª tomada	529,82
	2ª tomada	532,59
	3ª tomada	534,67

O resultado final considerando a média, o desvio padrão e a variação relativa das medições é apresentado na tabela abaixo:

Tabela I.4 – Resultado final da pesagem (Extraído de [20])

RESULTADO FINAL (Peso)	
Média dos Pesos	530,79
Desvio Padrão	2,85
Variação	6,85
Variação Relativa	1,29

Outros detalhes relativos a pesagem podem ser consultados na referência [20].